

**UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À TROIS-RIVIÈRES**

**THÈSE PRÉSENTÉE À  
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À TROIS-RIVIÈRES**

**COMME EXIGENCE PARTIELLE  
DU DOCTORAT EN GÉNIE ÉLECTRIQUE  
(Ph.D.)**

**PAR**

**Gabriel RAKOTONIRINA**

**MODÉLISATION THERMIQUE DES MOTEURS  
ASYNCHRONES À CAGE PAR LA MÉTHODE DES  
ÉLÉMENTS FINIS**

**Membres du Jury :**

**Monsieur Adam Skorek, Président du Jury, UQTR**

**Monsieur Anatole Sévigny, Directeur de recherche, UQTR**

**Monsieur Ahmed Chériti, UQTR**

**Monsieur Ahmed Lakhsasi, UQAH**

**Monsieur Réjean Girard, LTEE - Hydro-Québec**

**30 AVRIL 2001**

Université du Québec à Trois-Rivières

Service de la bibliothèque

Avertissement

L'auteur de ce mémoire ou de cette thèse a autorisé l'Université du Québec à Trois-Rivières à diffuser, à des fins non lucratives, une copie de son mémoire ou de sa thèse.

Cette diffusion n'entraîne pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits de propriété intellectuelle, incluant le droit d'auteur, sur ce mémoire ou cette thèse. Notamment, la reproduction ou la publication de la totalité ou d'une partie importante de ce mémoire ou de cette thèse requiert son autorisation.

## Remerciements

Le travail présenté dans cette thèse a été effectué à la Chaire de Recherche Industrielle d'Hydro-Québec sur la Puissance et l'Énergie Électrique (CPEE) / CRSNG du Département de Génie Électrique et Génie Informatique de l'Université du Québec à Trois-Rivières et au Laboratoire des Technologies Electrochimiques et des Électrotechnologies d'Hydro-Québec à Shawinigan.

Je tiens à exprimer mes remerciements à :

Monsieur Réjean Girard, Ph.D., Chef Applications Industrielles du Laboratoire des technologies électrochimiques et des électrotechnologies d'Hydro-Québec (LTEE), en m'accueillant dans son laboratoire et pour l'honneur qu'il me fait en acceptant d'être examinateur de cette thèse ;

Monsieur Ahmed Lakhsasi, Ph.D., Professeur au Département de Génie Informatique de l'Université du Québec à Hull, initiateur de ce projet de recherche et qui me fait l'honneur d'être un des examinateurs de cette thèse ;

Monsieur Adam Skorek, Ph.D., Professeur au Département de Génie Électrique et Génie Informatique et Directeur du Groupe de Recherche en Électronique Industrielle (GRÉI) de l'Université du Québec à Trois-Rivières, en me faisant l'honneur de se joindre aux membres des examinateurs de cette thèse ;

Monsieur Ahmed Cheriti, Ph.D., Professeur au Département de Génie Électrique et Génie Informatique de l'Université du Québec à Trois-Rivières, pour avoir accepté de se joindre aux membres d'examineurs de cette thèse.

Que Messieurs Anatole Sévigny, D.Sc.A., Professeur au Département de Génie Électrique et Génie Informatique de l'Université du Québec à Trois-Rivières, et Jianhong Xu, Dr.Ing., Chercheur Scientifique à la Chaire de Recherche Industrielle d'Hydro-Québec / CRSNG du Département de Génie Électrique et Génie Informatique de l'Université du Québec à Trois-Rivières, qui ont dirigé ensemble cette thèse, trouvent ici l'assurance de mes sincères remerciements pour m'avoir guidé et encouragé durant ce travail.

Aux Titulaires de la Chaire de Recherche Industrielle CPEE de l'Université du Québec à Trois-Rivières, MM. V. Rajagopalan, Dr.Ing. et P. Sicard, Ph.D., qui se sont succédés à sa direction, pour leur support matériel, académique et financier dans la réalisation de cette thèse, je présente mes sincères remerciements.

Je remercie chaleureusement tous mes camarades chercheurs et étudiants pour leur appui constant durant ce travail.

Je tiens également à remercier tout le personnel administratif et technique du Département de Génie Électrique et Génie Informatique de l'Université du Québec à Trois-Rivières.

Mes chaleureux remerciements à Messieurs André Charrette, Pierre Angers et François St-Onge du LTEE, sans qui, la partie expérimentale de cette thèse n'aurait pu être réalisée.

J'adresse mes remerciements :

Au gouvernement fédéral du Canada qui, par l'entremise de l'Association Canadienne pour le Développement International (ACDI) et par le biais d'une bourse d'étude octroyée par le Programme Canadien des Bourses de la Francophonie (PCBF), m'a aidé financièrement pour poursuivre des études au Canada, et à leurs personnels et ceux du Ministère de l'Éducation du Québec qui m'ont accompagné et conseillé tout au long de ce travail.

Au gouvernement de la République de Madagascar, particulièrement le Ministère de l'Enseignement Supérieur, qui m'a fait bénéficier de cette bourse d'étude.

Je tiens à remercier la direction Générale de l'Institut Supérieur de Technologie de Diégo-Suarez Madagascar, pour leur compréhension de l'importance de cette formation et de leur aide morale et financière.

À toute ma famille, qu'elle trouve en ces mots mes plus grandes admirations et reconnaissances pour tant de compréhension à ma longue absence.

À ma famille au Canada, qui de par leur présence, leur compréhension et leur support moral m'a épaulé avec conviction, je leur présente mes remerciements du fond du cœur.

À toutes et à tous, je sais que Dieu seul peut vous rendre la pareille !

## RÉSUMÉ

Les moteurs asynchrones à cage sont de plus en plus utilisés dans le secteur industriel. Les raisons sont principalement liées à des critères de robustesse et du moindre entretien, au développement des moteurs à haut rendement et au développement d'alimentations électroniques performantes (convertisseurs statiques). Cependant, l'augmentation des puissances massiques et l'utilisation d'alimentations non purement sinusoïdales et à fréquence variable ont accru un problème de taille : les moteurs deviennent très sensibles du point de vue thermique aux fluctuations plus ou moins importantes des pertes génératrices de chaleur. Comme leur fonctionnement est fortement conditionné par leur environnement extérieur et leur mode de fabrication, une étude rigoureuse du comportement thermique de ces moteurs est de plus en plus nécessaire. Cette tâche est difficile à cause de nombreux facteurs (dimensions et propriétés thermophysiques très différentes des constituants, phénomènes physiques compliqués) ; elle nécessite donc un outil de simulation capable d'appréhender, au mieux, ces différents facteurs avec un coût raisonnable.

Dans ce projet de recherche, le but principal est d'étudier le processus d'échauffements thermiques en régime permanent dans les moteurs asynchrones à cage de moyenne puissance. Pour mener cette étude, l'analyse par la méthode des éléments finis a été adoptée en utilisant le logiciel Flux2D, associé à des phases expérimentales.

De par la connaissance de la problématique thermique dans la machine asynchrone, une nouvelle approche pour la distribution spatiale de pertes de puissance est formulée. Les modes de transfert de chaleur dans la machine asynchrone ont été examinés en profondeur, menant à des valeurs de paramètres (conductivités) et à des conditions aux limites thermiques bien justifiées.

Ainsi, en combinant l'observation, le jugement, la simulation et l'expérimentation, un modèle mathématique de répartition de sources de chaleur et un modèle thermique de la machine asynchrone sont élaborés par la méthode des éléments finis, et validés par des essais expérimentaux.

On a appliqué cette méthode pour élaborer un modèle thermique d'un moteur asynchrone à cage (de type TEFC de 50 hp). L'évaluation de la distribution de température, pour des fonctionnements vérifiables expérimentalement, a montré la conformité et l'efficacité du modèle. L'écart moyen de température obtenu entre les mesures et la simulation est largement en dessous de 10%. La méthodologie développée peut servir à l'étude de toute autre machine électrique (transformateurs, machines synchrones, asynchrones et à courant continu).

# Table des matières

Remerciements	i
Résumé	iv
Table des matières	vi
Liste des symboles	xi
Liste des tableaux	xiv
Liste des figures	xvi

Chap.1 Introduction générale	1
1.1 Introduction	1
1.2 Problématique	5
1.2.1 Pertes dans les machines électriques tournantes	7
1.2.1.1 Présentation des pertes de puissance	7
1.2.1.2 Détermination des pertes	9
1.2.1.3 Synthèse	13
1.2.2 Modèles thermiques des moteurs asynchrones	15
1.2.2.1 Transfert de chaleur dans un moteur électrique	15
1.2.2.2 Modèles thermiques existants des moteurs asynchrones	17
1.2.2.2.1 Méthodes nodales	19
1.2.2.2.2 Méthodes des éléments finis	24



1.3 Les logiciels d'analyses par éléments finis	26
1.4 Récapitulation	29
1.5 Objectifs	31
1.6 Méthodologie	32
1.7 Infrastructure de recherche	35
1.8 Conclusion	36
 Chap.2 Modèles de répartition spatiale des sources de chaleur pour le modèle thermique d'un moteur asynchrone à cage d'écureuil	 37
2.1 Introduction	37
2.2 Détermination des pertes dans un moteur asynchrone à cage avec Flux2D	38
2.2.1 Les pertes dans les circuits magnétiques	38
2.2.2 Les pertes mécaniques	39
2.2.3 Pertes par effet Joule dans les enroulements statoriques	40
2.2.4 Pertes par effet Joule dans les enroulements rotoriques	40
2.2.5 Pertes supplémentaires	41
2.3 Méthodes de détermination expérimentales des pertes	42
2.3.1 Évaluation par la méthode thermométrique	42
2.3.2 Évaluation par la méthode de séparation des pertes	44
2.4 Présentation du banc d'essai et du moteur	45
2.5 Proposition d'approche de répartition spatiale des pertes dans un moteur asynchrone	50
2.5.1 Introduction	50
2.5.2 Simulation en magnétodynamique avec Flux2D	51

2.5.2.1 Démarche	51
2.5.2.2 Résultats et discussion	54
2.5.3 Démarche proposée	59
2.5.3.1 L'essai à vide	60
2.5.3.2 Localisation des pertes dans les enroulements statoriques du moteur	61
2.5.3.3 Localisation des pertes dans la cage rotorique du moteur	61
2.5.3.4 Localisation des pertes fer du moteur	63
2.5.3.5 Localisation des pertes supplémentaires	63
2.5.4 Disposition des thermocouples et vérification d'attribution des pertes	64
2.5.5 Élaboration des profils de distribution spatiale des pertes	74
2.5.5.1 Profil de distribution des pertes dans l'encoche	75
2.5.5.2 Profil de distribution spatiale des pertes dans les barres rotoriques du moteur	76
2.5.5.3 Profil de distribution spatiale dans le fer statorique	80
2.5.5.4 Profil de distribution spatiale dans le fer rotorique	84
2.5.6 Récapitulation	87
2.6 Calage des profils	87
2.7 Recommandations	89
2.8 Conclusion	91

Chap.3 Modélisation des transferts de chaleur dans le moteur et vers l'extérieur	93
3.1 Introduction	93
3.2 Représentation des transferts thermiques dans le moteur	96
3.3 Transfert de chaleur par conduction	100
3.3.1 Modélisation de l'encoche	101
3.3.1.1 Introduction	101
3.3.1.2 Conductivités thermiques transversale et longitudinale	102
3.3.2 Résistances thermiques de contact	112
3.4 Modélisation des transferts de chaleur par convection et radiation	118
3.4.1 Cas de l'entrefer	119
3.4.2 Cas des conditions aux limites	121
3.4.2.1 Bâti et air ambiant	122
3.4.2.2 Transfert de chaleur par radiation	125
3.4.3 Implantation dans Flux2D	125
3.5 Conclusion	126
Chap.4 Validation et exploitation du modèle	128
4.1 Introduction	128
4.2 Rappel du modèle	129
4.3 Résultats de simulations et discussion	130
4.3.1 Influence des pertes supplémentaires	139
4.3.2 Influence de l'adoption des profils	140
4.3.3 Analyse de sensibilité vis-à-vis du coefficient convectif externe	141

4.3.4 Analyse de sensibilité vis-à-vis de la température ambiante	143
4.3.5 Conclusion	143
4.4 Exploitation du modèle thermique	144
4.5 Conclusion	149
Chap.5 Conclusion générale	152
Bibliographie	160
Annexes	
Annexe 1 Caractéristiques principales des moteurs	164
Annexe 2 Détail de construction et propriétés thermophysiques	166
Annexe 3 Travaux auxiliaires au projet de recherche	169
Annexe 4 Sous-programmes	179

## Liste des symboles

A	Potentiel vecteur magnétique (Wb/m)
B	Densité de flux magnétique (T)
C	Chaleur spécifique (J/m <sup>3</sup> K)
C <sub>p</sub>	Chaleur massique, à pression constante (J/kg°C)
D	Diamètre (m)
dS	Élément de surface (m <sup>2</sup> )
dV	Élément de volume (m <sup>3</sup> )
f	Fréquence de la source électrique (Hz)
g	Glissement
G	Conductance thermique (W/K)
h	Coefficient d'échange convectif (W/m <sup>2</sup> °C)
I	Courant (A)
k	Conductivité thermique (W/m°C)
J, J*	Densité de courant complexe et son conjugué (A/m <sup>2</sup> )
K <sub>e</sub>	Coefficient des pertes par excès
K <sub>H</sub>	Coefficient des pertes par hystérésis
L	Longueur (m)
P <sub>a</sub>	Puissance électrique absorbée (W)
P <sub>em</sub>	Puissance électromagnétique dans l'entrefer (W)
P <sub>F</sub>	Pertes par courants de Foucault (W)
P <sub>Js</sub>	Pertes par effet Joule au stator (W)
P <sub>Jr</sub>	Pertes par effet Joule au rotor (W)
P <sub>u</sub>	Puissance utile (W)
P <sub>H</sub>	Pertes par hystérésis (W)

2p	nombre de pôles du moteur
Q	Quantité de chaleur produite (J)
S	Surface ou section (m <sup>2</sup> )
T	Température (°C, K)
T	Période d'un phénomène (s)
t	Temps (s)
t <sub>0</sub>	Temps initial (s)
Nu	Nombre de Nüsselt
Pr	Nombre de Prandtl
R	Résistance électrique (Ω)
R <sub>th</sub>	Résistance thermique (°C/W)
Re	Nombre de Reynolds
V	Volume(m <sup>3</sup> ), Potentiel (V)
Z	Nombre de dents
x,y,z	Coordonnées cartésiennes à 3 dimensions
α	Coefficient de température (1/°C)
ε	émissivité
η	Viscosité dynamique (Pa.s)
σ	Conductivité électrique (Ω <sup>-1</sup> m <sup>-1</sup> ),
σ	= 5.6703 e-8 (W/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> ) constante de Stefan-Boltzmann
ρ	Résistivité électrique (Ω), densité volumique (kg/m <sup>3</sup> )
γ	Angle représentant le torsade des conducteurs
μ	Perméabilité absolue
μ <sub>r</sub>	Perméabilité relative
μ <sub>0</sub>	Perméabilité du vide
τ	Constante de temps (s)
ν	Viscosité cinématique (m <sup>2</sup> /s)

$\omega, \Omega$	Vitesse angulaire (rad/s)
$\delta$	Profondeur de pénétration (m)

### Principaux indices

s	relatif au stator
r	relatif au rotor
a	ambiante
an	relatif aux anneaux rotoriques
ba	relatif aux barres rotoriques
eq	équivalente, équilibre
ex	extérieur
fer	relatif au fer
J	relatif aux effets Joule
i,j,k	indice variable
s	source
m	valeur moyenne
max	maximal
0	valeur initiale
sup	supplémentaires
ta	relatif à la totalité des pertes

## Liste des tableaux

### Chapitre 1

Tableau 1.1	Conductances et flux	20
-------------	----------------------	----

### Chapitre 2

Tableau 2.1	Valeurs de contrôle du moteur	46
Tableau 2.2	Répartition des pertes par bloc	65
Tableau 2.3	Pourcentage des pertes par rapport à la puissance utile	66
Tableau 2.4	Caractéristiques du thermocouple utilisé	66
Tableau 2.5	Tableau des densités moyennes et des puissances	71
Tableau 2.6	Bilan de la répartition des pertes fer totales dans le moteur	74
Tableau 2.7	Densité de pertes dans une encoche	76
Tableau 2.8	Différentes valeurs du facteur multiplicatif A	78
Tableau 2.9	Différentes valeurs du facteur multiplicatif A	82
Tableau 2.10	Différentes valeurs du facteur multiplicatif A	84
Tableau 2.11	Écart entre valeurs de mesure et profil	88
Tableau 2.12	Révision de la valeur du coefficient A avant et après calage	88

### Chapitre 3

Tableau 3.1	Tableau des essais prévus	96
Tableau 3.2	Tableau récapitulatif des températures et écarts	109
Tableau 3.3	Conductivités équivalentes d'encoche	111
Tableau 3.4	Valeur théorique de la conductivité thermique de contact	113
Tableau 3.5	Tableau récapitulatif des températures et de leurs écarts	115
Tableau 3.6	Valeur de la conductivité de contact culasse/carcasse	115



Tableau 3.7	Tableau récapitulatif pour la détermination du coefficient d'échange pour un cylindre en rotation dans un espace annulaire sans flot axial	120
Tableau 3.8	Vérification des grandeurs sans dimension	121
Tableau 3.9	Valeur numérique théorique	121
Tableau 3.10	Tableau récapitulatif pour la détermination du coefficient d'échange en convection forcée dans le cas des surfaces immobiles	123
Tableau 3.11	Vérification des modes d'écoulements	123
Tableau 3.12	Estimation expérimentale de $h$	124
Tableau 3.13	Valeurs numériques des coefficients d'échange $h$	124

## Chapitre 4

Tableau 4.1	Comparaison des températures	137
Tableau 4.2	Évaluation des gradients de température	138
Tableau 4.3	Influence des pertes supplémentaires	139
Tableau 4.4	Influence de l'adoption des profils	140
Tableau 4.5	Comparaison sur l'influence du coefficient convectif externe	142
Tableau 4.6	Comparaison entre deux valeurs de la température ambiante	143
Tableau 4.7	Températures en alimentation par MLI	145
Tableau 4.8	Comparaison en température entre deux types d'alimentation	147
Tableau 4.9	Tableau des écarts de température avec les deux cas	148

## Chapitre 5

## Liste des Figures

### Chapitre 1

Figure 1.1 Conversion de puissance dans un moteur asynchrone	8
Figure 1.2 Carte générale d'échange thermique d'un moteur asynchrone à cage	17
Figure 1.3 Encoche et une partie de la dent et schéma électrique équivalent	22

### Chapitre 2

Figure 2.1 Diagramme de séparation de pertes	45
Figure 2.2 Figure synoptique du banc d'essai	47
Figure 2.3 Présentation du banc d'essai	48
Figure 2.4 Coupe axiale du moteur (1/2)	48
Figure 2.5 Présentation interne du moteur	49
Figure 2.6 Coupe transversale du moteur (1/4)	49
Figure 2.7 Représentation du maillage de la géométrie	52
Figure 2.8 Circuit électrique associé à la géométrie	53
Figure 2.9 Lignes isovaleurs de flux	55
Figure 2.10 Dégradés en densité de puissance	56
Figure 2.11 Lignes de prise de valeurs pour les courbes de densité de puissance	57
Figure 2.12 Courbe de répartition des densités de puissance fer statorique	58
Figure 2.13 Courbe de répartition des densités de puissance fer rotorique	58
Figure 2.14 Emplacement des thermocouples dans le plan radial	68
Figure 2.15 Emplacement des thermocouples dans le plan axial	69
Figure 2.16 Allures typiques de température en refroidissement	69
Figure 2.17 Forme d'une barre rotorique	77
Figure 2.18 Allures typiques de la densité de puissance dans les barres	79

Figure 2.19	Courbes des pertes fer normales et supplémentaires stator	81
Figure 2.20	Profils adoptés pour la répartition des pertes fer statoriques	83
Figure 2.21	Présentation imagée des pertes fer normales et supplémentaires rot.	85
Figure 2.22	Profils adoptés pour la répartition des pertes fer rotoriques	86
Figure 2.23	Différents profils après calage par rapport aux points de référence	89

### Chapitre 3

Figure 3.1	Moteur, vue longitudinale (axial)	97
Figure 3.2	Allure de la température suivant l'axe dans les enroulements	98
Figure 3.3	Faisceau de conducteurs	102
Figure 3.4	Fil constitutif	102
Figure 3.5	Équivalence encoche	102
Figure 3.6	Dégradés en température pour les parties statoriques	107
Figure 3.7	Isovaleurs de température pour la bobine	108
Figure 3.8	Isovaleurs de température pour le fer statorique	108
Figure 3.9	Thermocouples principaux lors de l'essai en courant continu	109
Figure 3.10	Représentation de deux types de contact	112
Figure 3.11	Localisation des thermocouples de référence	114
Figure 3.12	Dégradés en température pour les parties statoriques	116
Figure 3.13	Isovaleurs en température du fer statorique à vide	117
Figure 3.14	Isovaleurs en température de la carcasse	117

### Chapitre 4

Figure 4.1	Présentation du modèle	129
Figure 4.2	Dégradés en température au stator	131
Figure 4.3	Lignes isovaleurs en température au stator (100%)	132

Figure 4.4	Lignes isovaleurs en température au stator(75%)	133
Figure 4.5	Courbes de température pour deux points de fonctionnement	134
Figure 4.6	Courbes de température pour deux points de fonctionnement	135
Figure 4.7	Courbes de tension et de courant de la source d'alimentation	146

## **Chapitre 5**

# Chapitre 1

## INTRODUCTION GÉNÉRALE

### 1.1 Introduction

Auparavant, la réalisation des variateurs de vitesse était presque exclusive aux moteurs à courant continu. L'avènement de l'électronique de puissance à semi-conducteurs et le grand nombre de convertisseurs développés ont changé la donne. En effet, la fiabilité, le peu d'entretien nécessaire et la grande puissance massique des moteurs asynchrones à cage font que la préférence par rapport aux moteurs à courant continu, leur revient dans une grande gamme de puissance [1].

Actuellement, le domaine des variations des vitesses s'est étendu, mais la conception des nouveaux moteurs de structures adaptées à ces nouvelles performances est encore au stade d'étude ou expérimental. De sorte que dans des conditions nouvelles d'alimentation, l'étude du fonctionnement des moteurs asynchrones de construction classique ou moderne suscite actuellement beaucoup d'intérêt. En particulier, du point de vue thermique il reste du travail à faire, non seulement dans l'analyse thermique des moteurs conventionnels alimentés de manière traditionnelle, mais aussi lors de la présence des harmoniques d'alimentation qui accentue le problème.

Une bonne connaissance de leur état thermique est donc nécessaire lors de la conception (dimensionnement) et de la surveillance (contrôle, protection) du fonctionnement des moteurs asynchrones (de construction classique ou non, alimentés de manière conventionnelle ou non).

Cette connaissance est liée, d'une part, à l'estimation et à la répartition spatiale de la quantité de chaleur due aux différentes pertes dans le moteur, et d'autre part, à la structure géométrique et matérielle qui détermine les caractéristiques de refroidissement.

L'évolution dans la construction de machines électriques a entraîné une augmentation appréciable des puissances massiques, c'est-à-dire que pour une même puissance à transmettre le volume (donc la masse) de fer utilisé est moindre, avec comme conséquence une diminution des constantes de temps thermiques et donc une plus grande sensibilité potentielle aux surcharges calorifiques. L'utilisation des moteurs avec des alimentations non traditionnelles entraîne trop souvent un déclassement, car le dimensionnement et les indications nominales correspondent toujours aux types d'alimentations classiques, sinusoïdales ou parfaitement continues.

En effet, les concepteurs de machines électriques (synchrone, asynchrone, à aimants permanents, à courant continu, etc.) se sont penchés depuis quelques dizaines d'années sur le problème de puissance massique, en s'attaquant à deux domaines : la réduction des dimensions géométriques et l'amélioration métallurgique des tôles. En particulier, les moteurs asynchrones, construits avec des matériaux améliorés et dans des conditions de fabrication soumises à des contraintes économiques sévères, sont actuellement à puissance égale, moins volumineux qu'avant. De ce fait, pour une même puissance utile, les contraintes thermiques ne sont plus les mêmes. Il en résulte que l'analyse thermique se trouve au centre des préoccupations des concepteurs, car la température doit rester à des limites sécuritaires pour les différents matériaux constitutifs du moteur (isolants de bobinages et des tôles, paliers des roulements, etc.) afin d'assurer leur durée de vie.

Les travaux sur l'optimisation des dimensions géométriques, telles que l'augmentation du cuivre dans les encoches, la réduction de l'épaisseur des tôles magnétiques et l'amélioration métallurgique ont fait surgir une nouvelle génération de moteurs électriques plus performants, en particulier dans la catégorie des moteurs asynchrones à cage. Contrairement aux avancées technologiques dans ces domaines, la répartition des pertes et l'étude thermique de ces moteurs sont encore basées sur des considérations plus ou moins globales.

Car prédire l'échauffement d'un moteur, avec une bonne précision, revient tout d'abord à faire une meilleure répartition spatiale des pertes de puissance génératrices de chaleur et à identifier ensuite les coefficients thermiques, en utilisant le moins de simplifications possibles.

D'une part la répartition spatiale des pertes passe d'abord par leur détermination et leur localisation. Les pertes par effet Joule dans les conducteurs actifs sont connues avec un degré de précision raisonnable par différentes méthodes. Par contre, pour les pertes fer, le problème est plus complexe. Déjà, leur détermination analytique ou numérique proposée dans la littérature donne des résultats différents selon la méthode utilisée. L'écart entre les valeurs calculées et mesurées est, au mieux, aux alentours de 15 % [2,3,4,5].

Quant à la répartition par région des pertes, deux méthodes basées sur la mesure sont usuellement utilisées : le partage par pourcentage et la technique thermométrique [2]. Les deux méthodes mènent à l'utilisation d'une répartition uniforme de la densité de puissance pour chaque bloc défini du modèle thermique (dents et culasse du stator/rotor).

D'autre part, l'identification des coefficients d'échange thermique nécessite la connaissance des modes de transfert de chaleur. La finesse du modèle dépend de la méthode et de l'outil utilisés (analytique ou numérique). Actuellement, si on ne cite que les outils numériques développés, deux méthodes de calcul sont utilisées : les méthodes nodales, déjà anciennes mais toujours utilisées avec l'apparition de mailleurs performants [6] et les méthodes de résolution par éléments finis ou différences finies. Plusieurs modèles thermiques ont été ainsi proposés et exploités. Ils ont fait leur preuve, mais il est possible d'apporter des améliorations avec d'autres approches. En effet, la température en certains points (comme pour les enroulements) est connue avec une bonne précision de  $\pm 3$  °C [7] par rapport aux mesures. Pour les autres régions, c'est moins précis, de l'ordre de 10 % [2,8]. Pourrait-on réduire cette moyenne des écarts ?

On se doute que les problèmes de la distribution spatiale des pertes et de l'identification des paramètres qu'il faut résoudre pour obtenir une simulation précise de l'échauffement font intervenir la simulation et l'expérimentation. Les raisons principales sont :

- la simulation, souple et facilement répétitive, permet de formuler en mieux la répartition spatiale des pertes, d'obtenir des conductivités bien particulières (bobinages, fluides), et d'avoir accès à des points non atteignables par l'expérience ;
- la phase expérimentale fournit les valeurs globales des pertes et les données nécessaires au calage et à la validation du modèle ainsi que les conditions aux limites, et sert à affiner la répartition des sources de chaleur internes prédéterminée par la simulation.



Ces différents aspects du problème, sans oublier celui posé par l'aspect tridimensionnel et complexe du système, justifient bien le coup d'œil sur l'état d'avancement dans la modélisation thermique des moteurs asynchrones, voire des machines électriques tournantes en général.

Ce chapitre introductif va mettre en clair l'historique et l'état actuel des travaux sur l'analyse thermique des moteurs asynchrones, les objectifs à atteindre et la méthodologie adoptée. Le chapitre 2 traitera de l'approche sur la répartition spatiale des pertes dans le moteur ainsi que son évaluation numérique. Le chapitre 3 portera sur l'édification du modèle thermique à travers l'identification des différents paramètres d'échange thermique et leur calage. L'exploitation des résultats et la validation seront traitées au chapitre 4. Le chapitre 5 fera l'objet de la conclusion où l'on discutera de la contribution du projet de recherche et de la perspective des travaux futurs.

## **1.2 Problématique**

Le moteur électrique est un système dissipatif thermiquement non homogène et à géométrie complexe, malgré l'existence de symétries. Et une des difficultés rencontrées dans son développement est le dimensionnement thermique. Le problème est tel que l'étude sur l'aspect thermique était à la traîne par rapport aux autres considérations électriques, magnétiques et mécaniques. L'analyse thermique d'un moteur fait intervenir simultanément : la connaissance des pertes de puissance transformées en chaleur et l'efficacité de leur évacuation (pertes de chaleur).

Les problèmes d'évaluation de la répartition des pertes, du choix du type d'écoulements et d'échange de chaleur, de la complexité géométrique et la diversité des propriétés thermophysiques des constituants sont principalement les sources de difficulté.

L'étude bibliographique a fait ressortir les points suivants :

- \* malgré les efforts pour déterminer numériquement les pertes de puissance dans les moteurs asynchrones, l'écart moyen avec les mesures est encore important dû aux caractères approchés des modèles mathématiques par rapport à la réalité physique. Par contre, les différentes pertes et leur localisation sont bien connues par le biais des mesures expérimentales (technique de la séparation des pertes ou méthode thermométrique). Ce sont les approximations dans leur répartition spatiale qui ne permettent pas de donner la précision recherchée d'une manière satisfaisante ;
- \* lors de la détermination des différents coefficients d'échange thermique du modèle, diverses hypothèses simplificatrices sont utilisées. Ils sont liés, d'une part, à la diversité des propriétés thermophysiques des matériaux utilisés et de leurs dimensions et à l'identification des modes de transmission de chaleur dans/et autour du moteur ; et d'autre part, au découpage correspondant au modèle à mettre sur pied ainsi qu'aux liens thermiques existants entre les blocs pré-définis.

Un aperçu global sur l'état des connaissances en analyse thermique des moteurs électriques et leur applicabilité numérique et pratique, va permettre de formuler clairement la finalité de ce travail.

### 1.2.1 Pertes dans les machines électriques tournantes

#### 1.2.1.1 Présentation des pertes de puissance active

Composante principale de données d'entrée pour une simulation thermique, les pertes dans les machines et leur répartition ont fait l'objet de plusieurs travaux de recherche [2,3,8,9,10,11]. L'évolution de la prédétermination est appuyée par l'utilisation des outils numériques. Mais est-ce que les résultats sont à la hauteur des attentes ? Et si ce n'est pas le cas, quelles en sont les raisons ?

Les pertes d'une machine tournante peuvent être divisées en trois grands groupes.

- *Pertes dans les circuits électriques* (enroulements du stator, du rotor, et plus généralement, dans toutes les parties conductrices d'une machine traversées par les courants électriques).
- *Pertes dans le circuit magnétique* (communément appelées pertes fer : par hystérésis et par courants de Foucault).
- *Pertes mécaniques*

Si on fait le bilan des transferts de puissance dans un moteur asynchrone, de la puissance électrique absorbée jusqu'à la puissance utile, le graphe de la figure 1.1 l'explique d'une manière générale. Entre les puissances absorbée et utile se situent les pertes du moteur.

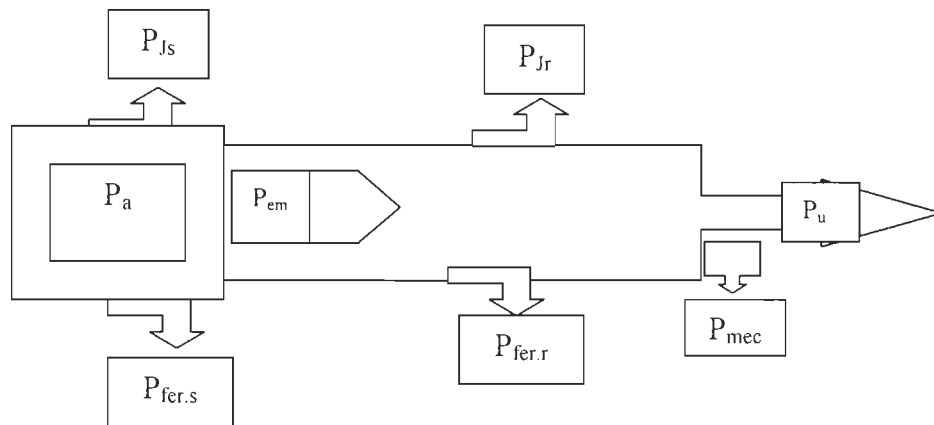


Fig.1.1 Conversion de puissance dans un moteur asynchrone

$P_a$  : puissance électrique absorbée du réseau ;  $P_{fers}$  : pertes fer statoriques ;  
 $P_{Js}$  : pertes Joule statoriques ;  $P_{em}$  : puissance électromagnétique ;  $P_{Jr}$  : pertes Joule rotoriques ;  $P_{ferr}$  : pertes fer rotoriques ;  $P_{mec}$  : pertes mécaniques ;  $P_u$  : puissance utile.

Indépendamment de leurs natures, elles ont deux conséquences principales :

- \* elles réduisent la puissance utile, donc affectent le rendement,
- \* elles chauffent les différents matériaux (métalliques et isolants) et agissent sur leur durée de vie.

Les pertes dues aux phénomènes principaux, en particulier celles qui correspondent aux courants et flux à fréquence fondamentale, sont appelées pertes normales. Elles sont présentes à vide ou en charge.

Les pertes dues à tous les phénomènes parasites, en particulier celles qui correspondent aux flux de fuite, même à la fréquence fondamentale, et aux courants et flux aux fréquences harmoniques sont appelées pertes supplémentaires. Selon les conditions d'existence du phénomène correspondant, ces pertes supplémentaires sont présentes à vide ou en charge.

Par commodité de classification vis-à-vis de la faisabilité des mesures, les pertes sont répertoriées en deux groupes principaux [2,7,12,13] :

- \* les pertes à vide, dont les pertes fer et les pertes mécaniques,
- \* les pertes en charge, dont les pertes par effet Joule dans les conducteurs statoriques et rotoriques et les pertes supplémentaires.

La présence des courants et des flux variables dans le temps et dans l'espace ainsi que du mouvement de rotation du rotor est à l'origine de ces pertes.

#### 1.2.1.2 Détermination des pertes

De toutes les pertes citées plus haut, les pertes fer attirent le plus d'attention à cause de leur complexité. Les pertes par effet Joule se calculent analytiquement et numériquement bien. Seulement, quand le rayon des conducteurs augmente, il faut faire intervenir l'effet de peau et/ou le courant induit.

La détermination des pertes fer nécessite une connaissance précise de la variation de la distribution de la densité de flux dans la machine. Elle est compliquée du fait de la saturation, l'encochage, l'inclinaison des encoches et les effets de bord. Une fois le

moteur en charge, cette complexité augmente encore due à la présence des flux de fuites et d'harmoniques qui produisent des pertes supplémentaires.

Ainsi l'approche conventionnelle pour le calcul des pertes basée sur l'estimation d'une densité de flux moyenne en des régions spécifiques du fer, généralement dans les dents et la culasse statorique en supposant que la densité de flux suit une variation sinusoïdale ne satisfait plus la précision recherchée. En effet, on n'utilise que des données venant des constructeurs ou des expressions empiriques parfois loin des caractéristiques de fonctionnement réel.

Or, l'application brutale de ces considérations conduit à une sous-estimation des pertes fer par rapport à une analyse plus rigoureuse. En effet, on prend une valeur moyenne pour l'induction maximale alors qu'en réalité, elle est différente en forme d'onde et en grandeur d'un point à un autre.

Les fabricants d'acier pour tôles magnétiques, quant à eux, donnent les pertes fer sur des abaques, sans distinction entre les pertes par hystérésis et les pertes par courants de Foucault. Elles sont établies pour une fréquence donnée (60 Hz ou 50 Hz), et varient selon la densité du flux sous forme de pertes massiques (W/kg). C'est l'essai d'Epstein qui permet d'obtenir ces types de données. On note que cet essai nécessite une géométrie spéciale que l'on ne peut pas obtenir du noyau d'un moteur déjà construit. À partir de ces données, les formulations analytiques ou empiriques donnent la somme des pertes en connaissant le poids du fer utilisé pour le moteur, mais aucune information sur leur répartition spatiale exacte. Cette première approche donne un écart des pertes calculées par rapport aux mesures de plus de 50 % [10].

Chalmers [14] préconise qu'après usinage et montage, il faut rajouter 15% de plus de pertes pour les tôles, par rapport à celles estimées avant l'usinage. En plus, il arrive qu'à partir d'une certaine valeur de l'induction, on ne soit plus sûr des pertes spécifiques relatives engendrées dans les tôles.

Une autre approche consiste à utiliser le modèle thermique du moteur à paramètres globaux (réseau R-C) [15] pour estimer les pertes. On injecte une quantité estimée de pertes dans le modèle thermique, et le profil de température prédit est comparé à celui de mesure. La valeur des pertes est affinée jusqu'à ce qu'une concordance raisonnable soit obtenue entre les deux températures. La difficulté majeure réside dans la détermination numérique des facteurs qui gouvernent le transfert de chaleur, surtout la convection et la radiation.

Plus récemment, les techniques numériques puissantes, telles que les éléments finis ou différences finies, ont été introduites dans le calcul des pertes fer dans les machines électriques, mais les hypothèses prises sont plus ou moins réalistes. Toutes ces considérations permettent de comprendre pourquoi la recherche d'une meilleure répartition des sources de chaleur pour le modèle thermique nécessite encore beaucoup de travail, et ceci se reflète sur l'écart encore important de valeur des pertes obtenues par la théorie et la pratique.

Résoudre le problème dans toute sa complexité, uniquement par les méthodes numériques, n'est pas chose facile et non recommandable, comme avec les méthodes analytiques d'ailleurs.

Pour les méthodes numériques, vu que les moteurs électriques sont, par nature, des dispositifs tridimensionnels, les équations de Maxwell qui régissent les phénomènes

électromagnétiques sont à résoudre, à priori, en 3D. A.Diop et al. [16], ont intégré les effets de bord du système à 3D dans une étude en 2D. En effet, ces considérations tridimensionnelles sont nécessaires pour une modélisation précise dans un logiciel de calcul de champ bidimensionnel.

En outre, une meilleure modélisation des pertes doit tenir compte aussi bien du comportement non linéaire des matériaux magnétiques de la machine que du mouvement du rotor.

Une chose est sûre, la connaissance du champ magnétique au cours du temps en tout point du circuit magnétique est indispensable à la prédétermination des pertes, mais il faut trouver une technique pour les exploiter convenablement. La méthode de résolution la plus utilisée actuellement est la technique des éléments finis et/ou des différences finies.

G. Bertotti et al. [3] ont utilisé la méthode des éléments finis en 2D pour calculer les pertes fer d'un moteur asynchrone. Ils ont numérisé la méthode empirique ; les pertes fer dans chaque élément sont déterminées à partir de la valeur crête de la densité de flux magnétique dans l'élément lui-même et les données standards des pertes massiques. L'écart relatif entre les pertes fer ainsi déterminées par rapport à la mesure est de l'ordre de 20 %, ce qui représente déjà une meilleure précision par rapport à la méthode empirique.

F.Dumas et al. [10] ont utilisé la méthode des éléments finis, en l'affinant, dans le cas d'un moteur à aimant permanent et d'un moteur synchrone, et l'ont comparée à d'autres méthodes ; leur conclusion a montré que la technique permet d'avoir une bonne concordance avec les meilleures méthodes, même s'ils n'ont pas tenu compte



de certaines pertes supplémentaires. Aucune comparaison avec des mesures n'a été faite dans leur travail.

Il est évident que l'amélioration des capacités des logiciels permet d'avoir des résultats de plus en plus précis des pertes fer normales dans les machines électriques. Cependant, le problème de leur répartition spatiale est encore discutable.

Pour les pertes supplémentaires, aucune liste standard des composantes n'existe. Cependant, on essaie de connaître la nature et l'origine des différentes sources possibles. Ceci fait que, dans les méthodes numériques pour la détermination des pertes, elles sont soit totalement ignorées, soit calculées approximativement en utilisant un système à 3D. Mais, cette dernière, en plus de demander beaucoup de temps et de mémoire, donc de coût, ne donne pas encore une satisfaction digne de l'artifice utilisée. La meilleure méthode actuelle consiste à faire des mesures. Il reste à trouver une technique pour intégrer ces valeurs de mesure dans le processus de simulation pour un meilleur résultat.

#### 1.2.1.3 Synthèse

Connues d'une manière globale, les pertes ne permettent pas de déterminer l'état thermique des différents points du moteur. Si certaines pertes sont plus accessibles, en l'occurrence les pertes par effet Joule dans les conducteurs, on constate que pour les pertes fer, on doit utiliser des coefficients correcteurs et des hypothèses simplificatrices pour les évaluer. Ces considérations résultent d'un certain nombre de difficultés, entre autres, des lois physiques reliant les observables aux grandeurs recherchées qui sont mathématiquement complexes. On peut en citer quelques-unes :

- \* les pertes normales par effet Joule dans les conducteurs sont bien connues en quantité et en distribution spatiale. Ceci est le cas des bobines du stator à fils fins, dans le plan perpendiculaire à l'axe. Par contre, dans le sens des encoches, il faut tenir compte de la façon dont se fait transférer la chaleur (portions de conducteurs à des températures différentes). De même, la répartition de pertes dans les barres et anneaux du rotor ne suit pas la même règle, car l'effet de peau modifie de beaucoup leurs profils de distribution.
  
- \* les pertes fer sont encore plus compliquées à distribuer. En effet, beaucoup d'approches ont été utilisées pour leur détermination théorique. Entre autres, F. Dumas et al [10] ont comparé plusieurs méthodes et différentes approches et les écarts entre les résultats se situent entre 20 % et 117 %. Leur conclusion confirme les autres résultats trouvés lors de la recherche bibliographique : la réduction de l'écart entre le calcul et la mesure des pertes fer demande encore beaucoup de travail.
  
- \* des travaux ont montré l'importance des pertes supplémentaires dans l'échauffement du moteur [2,15,17]. Mais, en plus de la difficulté engendrée par leur détermination, leur répartition constitue un autre défi. Bien sûr, l'utilisation des outils numériques à 3D aident à résoudre, en partie, ce problème mais à quel coût et avec quelle précision.

Que ce soit avec les méthodes empiriques ou numériques, il est évident qu'aucune des deux ne peut évaluer d'une manière formelle et sans ambiguïté les pertes dans le moteur sans l'apport de l'expérimentation. Toute démarche entièrement numérique est donc exclue, ainsi l'utilisation des logiciels et des dispositifs expérimentaux disponibles doit permettre de réaliser certaines contributions réalisables au niveau de la répartition spatiale des pertes dans les moteurs asynchrones.

### *1.2.2 Modèles thermiques des moteurs asynchrones*

Le but principal d'une modélisation thermique d'une machine est de prédéterminer son comportement thermique (échauffement) correspondant à une répartition de pertes connue. D'une manière générale, une réalisation d'un modèle suit les grandes étapes suivantes :

- définition de la géométrie et découpage de la machine en blocs élémentaires,
- définition des modèles élémentaires,
- détermination des coefficients intervenants dans les équations du bilan,
- écriture des systèmes d'équations des modèles thermiques,
- validation du modèle.

Ces différentes étapes sont suivies de manière plus ou moins apparente selon l'historique de l'analyse thermique des machines électriques. Quoiqu'il en soit, certaines étapes sont incontournables.

#### *1.2.2.1 Transfert de chaleur dans un moteur électrique*

Les pertes de puissance active dans un moteur électrique sont transformées en énergie calorifique qui tend à chauffer les différents éléments du moteur. Le problème relié à leurs lieux de production et à leur quantification a été décortiqué dans la partie précédente (1.2.1). Pour mieux cerner le problème sur l'analyse thermique, il faut analyser comment se fait le mécanisme de transfert de chaleur au sein du moteur et avec le milieu externe.

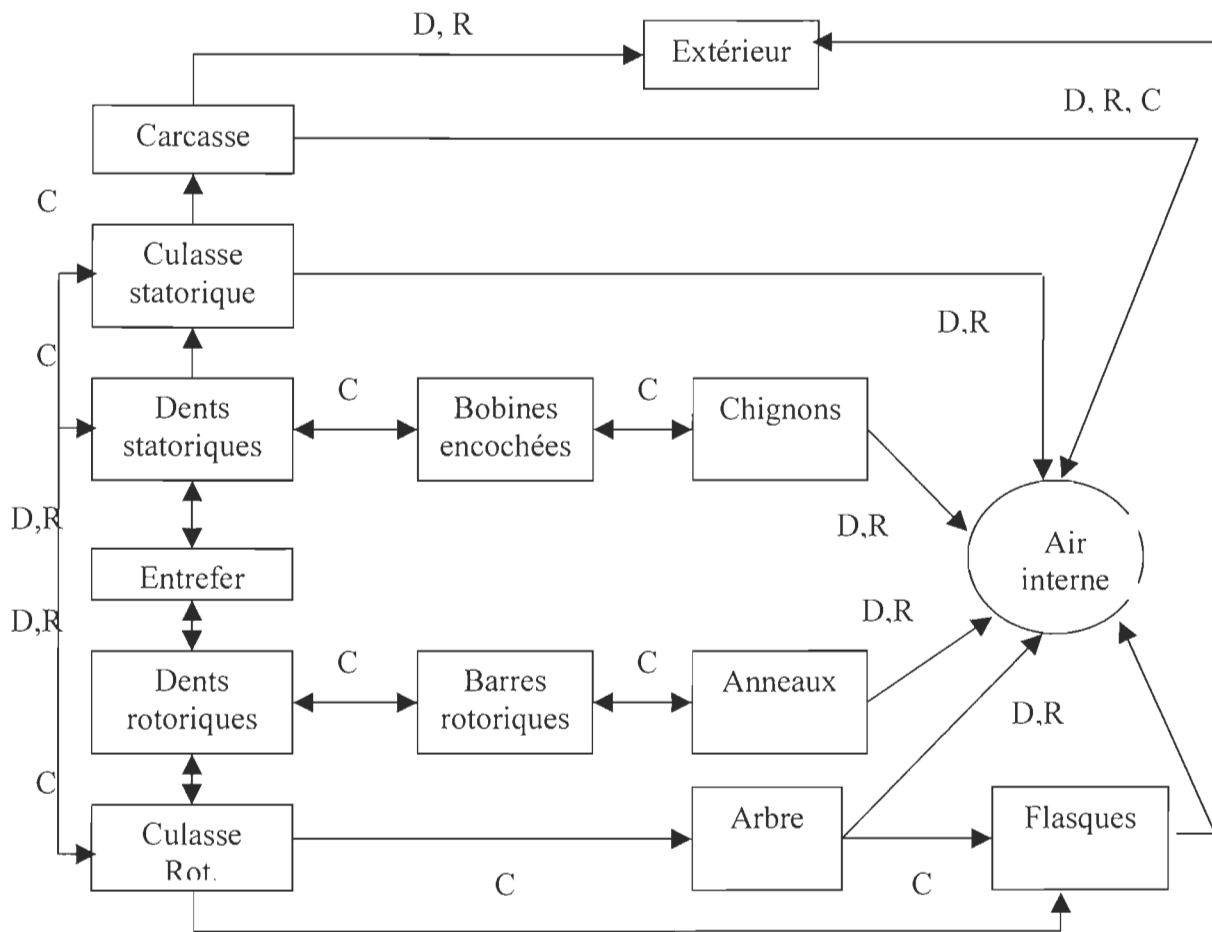
En effet, ces quantités de chaleur vont chauffer les différents matériaux du moteur jusqu'à l'équilibre entre les sources et les quantités de chaleur échangées avec le milieu extérieur.

Pour le moteur, le problème réside dans le fait que ses différents éléments constitutifs ne peuvent pas supporter la même température, ni transférer la chaleur de la même façon (isolants, fer, cuivre, air, aluminium, etc.), donc on ne peut prendre le système comme un seul élément.

Une machine électrique tournante présente une très forte hétérogénéité thermique, conséquence des propriétés des différents matériaux (divers isolants et conducteurs, présence de l'air, interstices, etc.) qui la constitue et l'écoulement s'en trouve compliqué.

La Fig.1.2 montre les trois modes de transfert de chaleur habituels dans une machine électrique : la conduction, la convection et la radiation, mais à des proportions différentes selon le cas. Vu que la majorité des sources de chaleur se trouvent au sein des matériaux, la conduction prédomine malgré l'existence de certains matériaux mauvais conducteurs de chaleur.

La convection se rencontre surtout sur les bouts, dans l'entrefer et à l'extérieur du moteur ; sa prise en compte dépend aussi du modèle adopté (2D ou 3D), des hypothèses adoptées et des caractéristiques du moteur. Enfin, la radiation est présente dans toutes les parties du moteur. Mais, on tient à faire remarquer qu'en raison des températures relativement basses, la contribution des échanges radiatifs est très mineure.



C : Conduction, D : Convection, R : Radiation

Fig.1.2. Carte générale d'échanges thermiques d'un moteur asynchrone à cage

#### 1.2.2.2 Modèles thermiques existants des moteurs asynchrones

D'un côté, la modélisation thermique des machines électriques, et par conséquent les modèles élaborés, a connu plusieurs étapes d'avancement. D'un autre côté, les outils de modélisation thermique ont évolué d'autant que les contraintes d'utilisation des machines se sont accrues et que des matériels informatiques de plus en plus puissants sont apparus.

Une des premières approches sur l'analyse thermique des machines électriques tournantes consistait à quantifier l'échange qu'elles font avec leur environnement. C'est la méthode calorimétrique. Difficile à mettre en œuvre et trop globale, elle ne fournit pas des informations sur les températures des différentes parties du moteur. Elle a été utilisée surtout pour l'évaluation des pertes totales du moteur transformées en chaleur, dans le but d'évaluer le rendement et non la température.

Une deuxième approche est l'exploitation de la variation de la résistance électrique des enroulements en fonction de la température. C'est une approche très ponctuelle, elle est utilisée pour élaborer des moyens de protection thermique des machines et pour avoir des informations thermiques des enroulements. Mais, quand on s'intéresse à plusieurs points du moteur ou à une recherche de répartition plus fine de la température, il faut utiliser d'autres méthodes plus pertinentes.

L'apparition des possibilités de traitement par ordinateur a permis d'utiliser des outils de modélisation plus performants aussi dans le domaine des analyses thermiques. Permettant d'avoir accès à des points non atteignables expérimentalement, elle donne accès à des simulations de comportements en situations extrêmes (fortes charges, existence des harmoniques et conditions d'ambiance sévères) ne mettant pas en danger une machine réelle.

La modélisation numérique est donc de plus en plus utilisée dans la conception et le contrôle non destructif. Les méthodes numériques de modélisation dans l'analyse thermique des moteurs électriques actuellement développées utilisent deux techniques de calculs : les analyses nodales et par éléments finis.

#### ***1.2.2.2.1 Méthodes nodales***

Méthodes déjà anciennes, elles connaissent un regain d'utilisation avec l'apparition des mailleurs performants [4]. Ces méthodes ont permis de traiter des problèmes à 1D, 2D et 3D, et les équations utilisées peuvent être non linéaires. Les propriétés thermophysiques sont des fonctions de la température ou non.

L'utilisation de ces méthodes impose la définition d'un paramètre commun dans les régions solides et fluides : *la conductance thermique*. La description des grandes étapes de la réalisation de cette modélisation est la suivante.

- Découpage de la machine en blocs élémentaires (dents et culasse au stator et au rotor, par exemple). Une grande partie de la valeur du modèle repose sur la qualité du découpage en blocs.
- Détermination des différents modes de transfert de chaleur internes associés aux blocs de la machine étudiée. Les blocs sont définis par la nature des matériaux ou une équivalence et/ou des modes d'échanges thermiques. L'analyse de ces échanges conduit à installer entre les nœuds (centres des blocs) des connexions appelées conducteurs thermiques.
- Établissement pour chaque bloc des équations du bilan des flux de chaleur et des conditions aux limites : définition des modèles élémentaires.
- Détermination des coefficients intervenant dans ces différentes relations.

L'écriture des équations du bilan des puissances aux différents nœuds conduit à développer un système d'équations algèbro-différentielles qui est résolu après avoir

été mis sous forme matricielle. Le flux de chaleur transitant entre deux nœuds est écrit sous la forme :

$$\frac{dQ}{dt} = G(T_j - T_i) \quad (1.1)$$

Q : énergie (J) ; G : conductance thermique (W/K)

T<sub>j</sub>, T<sub>i</sub> : températures isothermes des volumes i et j (K).

Après discrétisation de l'ensemble du domaine, un système d'équations est obtenu et sa mise sous forme matricielle amène à la relation :

$$[C_i] \left[ \frac{dT_i}{dt} \right] = [G_{ij}] [T_i] + [P_i] \quad (1.2)$$

[C<sub>i</sub>] : matrice des capacités thermiques des volumes discrétisés (J/K),

[G<sub>ij</sub>] : matrice de la somme des conductances associant les volumes (W/K),

P<sub>i</sub> : source de chaleur associée au nœud i (W).

Dans relation (1.2), les trois matrices C<sub>i</sub>, G<sub>ij</sub>, P<sub>i</sub> ont une dimension qui correspond au nombre de volumes. Les différentes expressions du flux et de la conductance sont résumées dans le tableau 1.1.

Mode de transfert	Expression du flux	Expression de la conductance
Conduction	$\frac{kS_{ij}}{L_{ij}}(T_j - T_i)$	$G_{ij}^{cond} = \frac{kS_{ij}}{L_{ij}}$
Convection	$hS(T_s - T_j)$	$G_{is}^{conv} = hS$
Rayonnement	$\sigma S_i F_{ij} (T_j^4 - T_i^4)$	$G_{ij}^r = \sigma S_i F_{ij} (T_j^2 + T_i^2)(T_i + T_j)$
Écoulement fluide	$\dot{m} c (T_j - T_i)$	$G_{ij}^f = \dot{m} c$
S <sub>ij</sub> : surface d'échange des volumes (i) et (j) L <sub>ij</sub> : longueur entre deux nœuds (i) et (j) $\dot{m}$ : débit massique (kg/s)		

Tableau 1.1 Conductances et flux



Les contraintes auxquelles est soumise la formulation se résument aux hypothèses dites *d'uniformité* pour chaque bloc.

- Uniformité de température, à l'intérieur de chaque bloc et sur chacune des faces.
- Uniformité de la variation d'énergie interne pour les blocs solides.
- Uniformité de la production éventuelle de chaleur pour les blocs solides.
- Uniformité de la vitesse d'écoulement pour les blocs fluides.
- Uniformité des propriétés thermophysiques pour le bloc : masse volumique, chaleur massique, conductivité thermique, suivant chaque direction d'anisotropie et, pour le rayonnement thermique, émissivité sur chacune des faces.
- Uniformité des conditions d'échanges par convection pour chacune des faces.

Il est important de noter que ces hypothèses amènent donc à considérer uniquement des valeurs moyennes des différentes grandeurs pour la définition des modèles élémentaires. Les plus restrictives de ces hypothèses concernent l'uniformité des températures et de la variation d'énergie interne.

Et par commodité, pour tous les calculs et les raisonnements, une représentation graphique par des schémas électriques équivalents (réseaux R-C) des modèles élémentaires (l'analogie entre la loi d'Ohm en conduction électrique et la loi de Fourier en conduction thermique) est utilisée systématiquement (Fig.1.3 ). Les capacités thermiques de la bobine et du fer sont  $C_w$  et  $C_i$ . Les éléments entre les deux blocs sont liés par une résistance thermique  $R_{th}$ . Ces paramètres sont obtenus à partir des dimensions géométriques et des propriétés thermophysiques.

Cette présentation nécessite, dans le cas des machines électriques tournantes, beaucoup d'essais caractéristiques pour identifier les paramètres les plus sensibles et les plus mal connus (encoche, résistance thermique de contact, échange moteur/air

ambient). Sa qualité est donc fortement liée à l'évaluation des paramètres d'échange entre blocs et de la finesse de ces derniers.

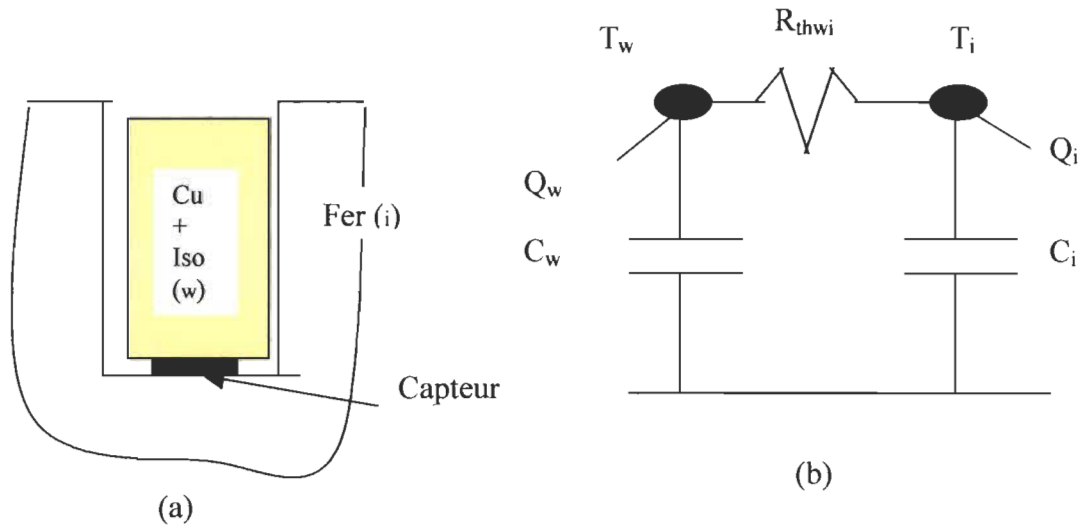


Fig.1.3 Encoche et dent  
(avec sources de chaleur  $Q_{w,i}$ )

Schéma électrique équivalent

Un de ses points faibles réside dans la nécessité d'implanter des thermocouples dans le moteur pour acquérir des données [2](acquisition indirecte de la densité de puissance par le biais de la température), et de l'utilisation des mêmes essais pour le calage et la validation du modèle. Or, elles sont la base de la précision du modèle, et normalement les essais utilisés ne doivent plus servir de moyens de validation. La présence d'une liaison rotative du rotor pour la prise des données pose beaucoup de problèmes pratiques, et présente des risques de pertes d'informations ou de réception d'informations erronées.

Si on fait un modèle plus fin pour le moteur, on est obligé d'implanter un grand nombre de capteurs de température, ce qui alourdit pratiquement l'opération. Ceci mène au problème d'universalité, de transposition, de précision du modèle et d'une

difficulté d'ordre pratique. La méthode est pratique pour des points bien ciblés pour avoir des informations sur leurs états thermiques (surtout au niveau des bobinages).

Cette façon de procéder avait marqué l'étude thermique des moteurs asynchrones dans leur construction. Mais, l'hypothèse de l'uniformité des grandeurs par bloc présente son point faible (la répartition spatiale des pertes, l'identification des paramètres d'échanges thermiques). En plus, la méthode incite à trop de simplifications. C'est le cas dans le calcul de la conductivité thermique équivalente de l'encoche, où certains éléments sont négligés et où le rapport de la conductivité équivalente peut atteindre facilement de 4 à 20 fois suivant les hypothèses adoptées [18]. Il y a aussi le problème posé par les conditions aux frontières qui sont prises en compte grossièrement ou pas du tout.

Des chercheurs [2,11,14,15,19,20,21,22] ont édifié des modèles basés sur le principe de l'analyse nodale. La méthode donne des résultats en température de l'ordre de 10% (en moyenne) plus faible que la mesure. Et le découpage en blocs isothermes ne peut mener qu'à des valeurs moyennes. Les méthodes nodales ont l'avantage de ne pas présenter beaucoup de difficultés vis-à-vis de la structure tridimensionnelle du moteur.

En réalité, les problèmes relatifs à la précision de la méthode nodale ont comme source les hypothèses d'uniformité des blocs (uniformité formelle et structurelle) auxquelles s'ajoutent celles dues à l'unité fonctionnelle qu'il faut respecter (importance de la partie délimitée par le bloc dans le fonctionnement de la machine afin de garantir tout intérêt pour l'utilisation du modèle). Les conséquences sont :

- les valeurs théoriques des paramètres sont très différentes des valeurs déduites expérimentalement, et atteignent parfois de 23% à 86% des valeurs expérimentales (coefficient de convection moteur/air ambiant, entrefer) [2].

- les informations en température sont des valeurs moyennes.

Et quand on veut une répartition plus fine de la température, c'est-à-dire, si on veut les pointes de température et non seulement des valeurs moyennes, on doit faire appel à des modèles plus sophistiqués en multipliant le nombre de blocs élémentaires, ce qui est mieux fait en utilisant la méthode des éléments finis.

#### *1.2.2.2 Méthodes des éléments finis*

Les méthodes d'analyse nodale sont actuellement relayées par des méthodes plus globales comme les éléments finis. Ces dernières sont fréquemment développées sur le plan thermique. Comparée à la méthode des différences finies, la méthode des éléments finis permet, entre autres, de traiter des frontières à configurations compliquées et des discontinuités dans les propriétés des matériels. Les résultats obtenus par Bousbaine permettent de conclure que la méthode des éléments finis est indéniablement supérieure à la méthode nodale, en plus elle est recommandée lorsque le gradient de température n'est plus négligeable dans les matériaux actifs. Cependant, cette supériorité et cette précision sont conditionnées par la précision des informations thermophysiques des matériaux, des données d'entrée (sources de chaleur), de la connaissance de la géométrie et des simplifications appliquées au modèle. Les simplifications apportées lors de l'édification du modèle étaient les causes principales de la divergence des résultats en température que l'on obtient par la méthode des éléments finis par rapport aux mesures. Les valeurs de la température sont toujours inférieures à celles obtenues par la méthode nodale et la mesure [2].

Avec la méthode des éléments finis, l'approche courante qui donne de très bons résultats consiste à n'utiliser que l'équation de la conduction de chaleur pour l'ensemble de la structure, aussi bien dans les zones fluides que solides. Si cette

utilisation est tout à fait rigoureuse dans les domaines solides, elle nécessite quelques réajustements pour les volumes fluides. La valeur du flux de chaleur est directement proportionnelle au gradient de température et à la valeur de la conductivité. La conductivité des fluides étant naturellement basse, le flux obtenu est largement minimisé car il ne tient compte que des flux obtenus par diffusion de chaleur (conduction). Pour considérer les flux radiato-convectifs, il est nécessaire de réajuster la conductivité du fluide devenue artificielle. Son augmentation permet alors de recalculer les flux transitant aux différentes interfaces fluides-solides. Le recalage de ces conductivités s'effectue par comparaison et convergence des températures expérimentales et simulées aux mêmes points de référence.

Enfin, le choix de la dimension d'étude, 2D ou 3D, dépend d'un compromis entre la finalité (précision, investigation voulue) et le coût en temps et financier. Les études 2D en régime permanent sont nombreuses et concernent tous les types de machine, et les inconvénients sont propres à chaque plan étudié. Les études 3D promettent, mais elles sont lourdes à mettre en œuvre et demandent beaucoup de simplifications pour les moteurs de petite et moyenne puissance. Il est évident qu'une étude en 2D avec de bonnes hypothèses est meilleure qu'une étude en 3D, coûteuse et moins représentative de la réalité.

R. Glises et al. [23,24] ont montré que l'étude en 2D donne de bons résultats, mais seulement pour certains points. Ils ont réalisé une étude pseudo-tridimensionnelle [23] par le biais de deux études bidimensionnelles suivant deux plans perpendiculaires. La technique avec deux plans oblige à adopter une certaine simplification au niveau de la structure du moteur dans l'étude axiale pour tenir compte de toutes les sources thermiques génératrices d'échauffement.

Un survol des logiciels d'analyse par éléments finis commercialisés va montrer l'importance que prend actuellement l'analyse numérique.

### **1.3 Les logiciels d'analyse par éléments finis**

Indéniablement, le domaine des logiciels d'analyse numérique par la méthode des éléments finis et des différences finies a connu une véritable explosion ces dernières années. Et malgré les informations sur chacun d'eux disponibles sur Internet, pour accéder à des informations pertinentes à un logiciel, il faut être considéré comme un acheteur potentiel. Mis à part certaines compagnies qui peuvent autoriser de faire gratuitement le test de leurs logiciels pendant une période limitée, bien sûr.

On remarque surtout que les logiciels sont de plus en plus performants et d'autant plus conviviaux. Ils offrent par conséquent de meilleurs résultats et de grandes ouvertures pour les utilisateurs.

Toutefois, il faut signaler que les logiciels sont soit commercialisés (on peut les acheter) soit privés (propriétés d'une compagnie ou d'un laboratoire de recherche).

Sans être exhaustif, on peut citer quelques logiciels commercialisés utilisant la méthode des éléments finis et différences finies suivants :

\* JMAG : puissant programme d'analyse électromagnétique et thermique (2D et 3D) développé par « The Japan Research Institute, Ltd. Spécialisé dans les domaines de composants électromagnétiques, électriques et électroniques, il offre d'énormes possibilités d'actions (en modules), des couplages possibles entre modules et laisse une marge d'initiative très large pour l'utilisateur ;

- \* MagNet6 : programme d'application en analyse électromagnétique (basse et haute fréquence, couplage thermique) en 2D et 3D développé par Infolytica Corporation ;
- \* VECTOR FIELDS avec Concerto et Opera 2D/3D : programme de conception, de modélisation, d'analyse et de simulation en électromagnétique développé par Wolfram Research ;
- \* Maxwell 2D ou 3D: programme de simulation en analyse électromagnétique (disponible au Laboratoire CPEE) développé par Ansoft Corporation;
- \* NISA de EMRC : programme d'analyses électromagnétique et thermique (disponible au Laboratoire CPEE) ;
- \* Flux2D ou 3D de Magsoft : puissant programme d'analyses en électromagnétique et thermique (disponible aux Laboratoires CPEE et LTEE), il a plusieurs modules et très maniable pour l'utilisateur (couplage entre modules, etc.) ;
- \* FEMLAB de COMSOL : simulateur de type « multiphysiques » dans Matlab ;
- \* ANSYS : puissant programme d'analyses électromagnétique et thermique très complet pour tous les domaines (électromagnétisme, thermie, mécanique, hydraulique, etc.).

Relativement aux domaines de travail de ce projet, les analyses numériques électromagnétique et thermique sont nécessaires. Il est donc plus judicieux d'avoir un logiciel (comme outil dans ce travail) qui permet de faire les deux analyses, sinon l'acquisition de deux logiciels sera nécessaire. En ce sens, on va regarder, d'une manière générale, les besoins pour les deux types d'analyse.

En électromagnétisme, les grandeurs électrique et magnétique sont présentées et manipulées sous forme complexe dont la dérivée par rapport au temps  $d()/dt$  est représentée par  $(j\omega)$  : ceci suppose que l'on est en régime sinusoïdal. Certains effets des phénomènes réels sont ainsi éliminés, induisant des écarts de résultats par rapport aux mesures, sauf si on trouve des astuces pour les intégrer.

La présentation d'une anisotropie des propriétés des matériaux est aussi un cas litigieux. Dans l'analyse numérique, l'anisotropie intervient à deux niveaux : dans les équations (la propriété est représentée par un tenseur) et dans le modèle de la propriété elle-même. Le premier niveau n'offre aucune difficulté, par contre, le second est plus délicat. Définir la propriété dans deux ou trois directions perpendiculaires est simpliste, car il est évident que le résultat (surtout local) est faux. Actuellement, il n'y a aucun modèle satisfaisant d'anisotropie. Cependant, les résultats globaux de calcul sont bien meilleurs que si l'on utilise un modèle isotrope pour représenter un matériau anisotrope. Certains logiciels utilisent les approximations basées sur des considérations énergétiques, et dans ce cas, seuls les résultats liés à l'énergie (puissances, forces, etc.) sont d'une précision acceptable.

Dans le cas des propriétés des matériaux, même si la relation de dépendance de la propriété est définie sans ambiguïté lors de sa description, toutes les combinaisons de propriétés et de modèles ne sont pas autorisées. Donc, il faut se référer aux possibilités du logiciel, même si celui-ci permet une large possibilité d'actions à l'utilisateur.

Le calcul des pertes par hystérésis, souvent absent dans l'exploitation directe des résultats est un cas réel présentant les lacunes d'un phénomène réel difficile à exprimer sous forme mathématique. L'amélioration incessante apportée au modèle du cycle d'hystérésis montre la complexité du phénomène [8,9].



Un problème similaire se rencontre lors du calcul des pertes fer dues aux courants de Foucault. En effet, en plus des pertes engendrées par le changement de propriétés de la tôle après usinage et recuit, d'autres pertes par courants induits apparaissent, plus difficiles à évaluer. Si la surface de chaque tôle est parfaitement isolée électriquement, théoriquement le courant ne peut pas traverser l'espace entre deux tôles adjacentes. Pourtant, une étude menée par A. Charette et S. Lahaie [12] a montré qu'il y a toujours une fuite entre tôles contribuant ainsi à l'augmentation des pertes fer.

En thermique, en plus des problèmes sur l'anisotropie des propriétés thermophysiques et la répartition des sources de chaleur, il y a le grand problème de la formulation des conditions aux limites. Les programmes d'analyse par éléments finis n'ont pas les mêmes capacités à les traiter. De plus, il faut signaler que la formulation mathématique de certains phénomènes proviennent d'un transfert de théorie de dispositifs géométriquement différents (cylindre plein vers cylindre dentelé, par exemple). Des corrections sont faites pour les adapter [1].

Il n'est donc pas superflu de dire que la solution aux problèmes sur l'utilisation des programmes d'analyse par éléments finis passe par la connaissance profonde des phénomènes régissant le système à étudier et son environnement. Et que la nécessité des expérimentations pour mieux édifier le modèle est justifiée.

#### **1.4 Récapitulation**

Cette analyse succincte des méthodes d'analyse électromagnétique et thermique des moteurs électriques a montré que le choix du modèle dépend surtout de :

- \* la finalité de l'étude,

- \* la fiabilité des données thermophysiques nécessaires,
- \* la limite accessible sur la formulation théorique des phénomènes physiques et de leur résolution, qui ne peut se faire parfois qu'à travers des hypothèses et/ou des essais,
- \* l'infrastructure qu'on a à sa disposition, et des possibilités qu'elle peut offrir.

La modélisation thermique du moteur tout numérique n'est donc pas recommandée. Plutôt, en orientant l'étude sur le principe expérimentation-simulation, une amélioration des modèles thermiques des moteurs peut être apportée en améliorant les sous-modèles présentant encore des lacunes (répartition spatiale des pertes, encoches, bobines, têtes de bobines, entrefer, influence de la ventilation, etc.).

Généralement, l'état thermique d'un moteur est étudié avec des modèles simplifiés, qui donnent des informations générales sur les températures en des points choisis à l'avance. Les paragraphes précédents ont montré que l'amélioration du modèle thermique d'un moteur asynchrone commence par une bonne estimation des sources de chaleur et de leur répartition spatiale et puis l'identification des paramètres d'échange thermique, et donc un modèle permettant l'accès à une cartographie thermique plus correcte.

On peut retenir alors que, premièrement, l'estimation et la répartition spatiale des pertes dans les moteurs, les pertes fer en particulier, connaît encore beaucoup d'imprécision (formules empiriques, extrapolations des résultats obtenus sur des circuits magnétiques de forme simple et transposés sur des géométries plus complexes, simulation avec beaucoup de simplifications ). L'apport de la mesure à ce niveau a été bénéfique, or il n'a été utilisé que pour une répartition uniforme de la

densité de pertes par bloc. Peut-on envisager aboutir à une amélioration des résultats en température du modèle thermique en révisant l'hypothèse sur l'uniformité de sources thermiques par bloc ?

Deuxièmement, l'estimation des paramètres thermiques des modèles dépend trop des hypothèses ou des mesures. L'introduction des essais spécifiques limités doit être bien exploitée et l'importance portée à la détermination des paramètres d'échange par des essais doit être bien justifiée (procédure et critères clairs).

Ces deux points ont amené à la formulation des objectifs de ce projet de recherche.

### **1.5 Objectifs**

L'objectif général du projet de recherche est d'élaborer un modèle thermique global qui permettra d'étudier le processus d'échauffement thermique en régime permanent dans les moteurs asynchrones triphasés à cage de moyenne puissance. La contribution envisagée se situe au niveau d'une amélioration de la précision des simulations thermiques.

\* Améliorer la répartition spatiale des pertes de puissance pour le modèle thermique du moteur. Pour ce faire, une nouvelle approche de distribution de pertes utilisant des fonctions mathématiques intégrant les pertes supplémentaires est élaborée. Cette nouvelle approche propose une distribution basée sur l'adaptation des profils aux résultats de mesure et aux actions des phénomènes réels. En ce sens, elle est différente de la distribution uniforme par bloc.

\* Examiner en profondeur les modes de transfert de chaleur dans le moteur asynchrone pour mieux déterminer les coefficients thermiques d'échanges. On va

améliorer certains sous-modèles (conductivité thermique d'encoche, résistance thermique de contact, coefficient convectif moteur/air ambiant). L'opération consiste à aligner les paramètres thermiques à ceux déterminés par simulation des phases expérimentales spécifiques.

## **1.6 Méthodologie**

Pour atteindre les objectifs, le principe « expérimentation-simulation » est retenu pour l'étude. Il consiste à utiliser les résultats de mesures pour aligner des grandeurs de simulation par rapport à celles de mesure ou en respectant des valeurs de référence obtenues par mesures (par exemple, la température). Il sert, entre autres, à affiner la répartition modélisée des pertes dans le moteur, ou à mettre au point les paramètres d'échanges thermiques.

L'observation physique du moteur sera incluse dans le processus. Les essais utilisés lors de la mise au point des paramètres ne pourront plus servir à la validation. Ils doivent permettre de ressortir le paramètre thermique ciblé (conductivité équivalente de l'encoche, résistance thermique de contact, coefficient d'échange extérieur) en localisant les sources de chaleur (encoche, fer). De sorte que le minimum de paramètres agissent en même temps.

La méthode de résolution numérique par éléments finis, reconnue comme la technique numérique la plus versatile pour résoudre une large variété de problèmes gouvernés par des équations aux dérivées partielles, est bien justifiée pour l'étude ci-présente.

Pour construire le modèle thermique, on a procédé à l'analyse du fonctionnement du moteur. On a observé sa structure pour mieux appréhender les phénomènes réels et orienter ainsi le choix de la dimension géométrique d'étude (1D ou 2D ou 3D).

Et compte tenu :

- des détails de construction ( dimensions géométriques, type du moteur) ;
- des détails de disposition (enroulements, développantes, barres et anneaux) ;
- de l'analyse des échanges possibles ;
- des logiciels adéquats à disposition (interactivité avec l'utilisateur)

l'étude se fera en 2D. On doit alors formuler d'une manière claire, les points suivants (principe commun à tout logiciel utilisant l'analyse par éléments finis):

- \* la géométrie doit être définie avec précision autant que possible, car d'elle vont dépendre tous les autres paramètres ;
- \* les données d'entrée (sources de chaleur et flux axial, flux radial ) ;
- \* les propriétés thermophysiques des matériaux, leur combinaison et leur dépendance à la température ;
- \* le mode d'échange de chaleur pour les différentes surfaces (coefficients d'échange), entre autres, au niveau de l'entrefer et moteur/air ambiant ainsi que la prise en compte ou non de la ventilation ;
- \* les conditions aux limites, qui cautionnent la convergence de la résolution numérique, seront prises en considération à partir des mesures expérimentales, dans la plupart des cas.

Les différentes phases de la modélisation et de la simulation à effectuer lors de ce projet se résument comme suit.

*Phase 1 :*

- prise des dimensions géométriques et observation physique du moteur,
- collectes des propriétés thermophysiques des divers constituants, des paramètres électriques,

*Phase 2 :*

- relativement aux données d'entrée (sources de chaleur), des mesures de puissance suivant la norme CSA C390-93/98 [13] associées à la méthode de ségrégation des pertes permettront de les localiser. Des simulations en magnétodynamique associées à des analyses de phénomènes réels aideront à les répartir par le biais de fonctions de répartition de pertes.

*Phase 3 :*

- identification des paramètres d'échanges thermiques par leur détermination analytique,
- calage par simulation numérique des essais caractéristiques.

*Phase 4 :*

- validation du modèle élaboré en simulant certains points de fonctionnement en régime permanent et en comparant avec l'expérimentation,

- simulation pour analyser l'influence de certains paramètres thermiques ou de fonctionnement.

### **1.7 Infrastructure de recherche**

Normalement, la forte interactivité des phénomènes physiques dans les moteurs justifie, pour autant que les moyens informatiques et les méthodes numériques le permettent, la création d'un outil intégré pluridisciplinaire (électromagnétique, thermique, mécanique, etc.) auquel on peut intégrer des informations provenant des dispositifs expérimentaux et des observations. Ceci permettrait de se rapprocher le plus possible de la réalité et valider le modèle par des essais expérimentaux. Mais les observations précédentes limitent une telle possibilité.

Pour une raison de disponibilité de logiciel et pour mieux répondre aux travaux à faire, les simulations numériques en magnétodynamique et en thermique ont été faites avec le logiciel Flux2d 7.30 de Magsoft [5] disponible au Laboratoire d'Hydro-Québec (LTEE) à Shawinigan.

Les essais expérimentaux de calage et de validation ont été faits au Laboratoire d'Hydro-Québec (LTEE) à Shawinigan en accord avec la Chaire de recherche industrielle d'Hydro-Québec-CRSNG à l'UQTR. En effet, au LTEE, une infrastructure existe pour faire les différents essais.

Deux moteurs de 50 hp identiques sont disponibles. L'un a été démonté et découpé pour l'acquisition des dimensions géométriques et pour la prise de la courbe de magnétisation. L'autre a servi aux essais de calage et de validation.

## 1.8 Conclusion

D'une part, une bonne estimation de la distribution spatiale des pertes dans un moteur a son importance sans que l'opération ait un coût trop élevé, en temps et en argent, pour constituer une donnée d'entrée à un bon modèle thermique.

Alors, si la mesure donne une si bonne précision, ne peut-on pas en tirer profit en y associant la simulation numérique pour chercher des profils de répartition de pertes plus souples, et plus près de la réalité. Bien sûr, sa validation passe par certaines vérifications pratiques par mesure.

D'autre part, en associant des familles d'essais pratiques spécifiques à une série de simulations, il est possible de bien identifier les paramètres thermiques d'échange du moteur constituant le modèle. Cette procédure est très avantageuse pour certains paramètres qui ne peuvent s'obtenir que par estimation, faute de données de construction ou simplement à cause d'une approche théorique assez générale. Ceci est le cas des résistances de contact entre différents éléments solides assemblés ou entre des éléments de natures différentes (carcasse/air ambiant, entrefer, etc.).

La première considération fera l'objet du chapitre 2, tandis que la seconde sera traitée au chapitre 3.



## **Chapitre 2**

# **MODÈLES DE RÉPARTITION SPATIALE DES SOURCES DE CHALEUR POUR LE MODÈLE THERMIQUE D'UN MOTEUR ASYNCHRONE À CAGE**

### **2.1 Introduction**

Il a été explicité dans le précédent chapitre que le développement d'un modèle thermique nécessite en premier lieu de modéliser les sources de chaleur internes, génératrices d'échauffement qui seront considérées comme des données d'entrée pour l'analyse thermique. Il a été dit que l'on peut y arriver efficacement en associant à la simulation numérique des phases expérimentales. Cette méthode de répartition spatiale permet de tenir compte de toutes les pertes associées à chaque région, de choisir un profil (expression mathématique de la densité de puissance suivant une ligne radiale) et de l'adapter par rapport aux mesures (aux points de référence).

À partir des mesures, on quantifie et sépare les pertes dans le moteur par la méthode de ségrégation des pertes. Des profils de répartition seront proposés à partir des simulations et des considérations des phénomènes physiques réels.

Ainsi donc, l'application de cette technique implique une bonne connaissance du problème physique dans le but de varier les paramètres les plus sensibles dans un intervalle raisonnable, et de s'assurer que la fonction polynomiale choisie comme profil de répartition est bien adaptée. Des recommandations seront émises sur les précautions d'utilisation de la méthode.

Dans un premier temps, et comme c'est le logiciel utilisé pour le travail, on va discuter des possibilités de calcul des pertes dans un moteur asynchrone avec Flux2D.

Dans un deuxième temps, on va voir les techniques expérimentales de détermination des pertes utilisées dans ce travail.

Et dans un troisième temps, on propose la nouvelle approche de répartition spatiale des pertes par des modèles de distribution, qui probablement répond au mieux à la finesse et à la puissance de l'analyse par la méthode des éléments finis.

## **2.2 Détermination des pertes dans un moteur asynchrone à cage avec Flux2D**

### *2.2.1 Les pertes dans les circuits magnétiques*

En pratique, le logiciel Flux2D (avec le post-processeur) permet d'accéder aux pertes fer de deux façons. La première utilise la formule (2.1). On obtient les pertes fer totales, étant donné que le volume de chaque région ou de chaque élément est disponible au logiciel. On n'a pas accès à leur distribution spatiale. Les différents coefficients sont demandés à l'opérateur.

$$P_i = K_H B_i^2 f + (\pi \sigma \frac{e^2}{6})(B_i f)^2 + K_e (B_i f)^{\frac{3}{2}} \quad (2.1)$$

$P_i$  : densité de pertes fer ;  $i$  : indice désignant l'élément  $i$  ;  $e$  : épaisseur de la tôle ;  
 $K_H$  : coefficient de pertes par hystérésis ;  $K_e$  : coefficient des pertes par excès [5] ;  
 $\sigma$  : conductivité électrique de la tôle.

On signale que sans les informations sur les différents coefficients venant des constructeurs des tôles, la relation (2.1) est inutilisable.

La deuxième possibilité concerne seulement les pertes par courants de Foucault. Dans le cas des ondes sinusoïdales, les pertes par courants de Foucault ( $P_F$ ) sont données par (2.2) :

$$P_F = \iiint_V 0.5 \rho J J^* dV \quad (2.2)$$

où  $J$  et  $J^*$  sont respectivement la densité de courant induit dans les tôles et son conjugué ;

$\rho$  est la résistivité transversale des tôles, et  $dV$  l'élément de volume de calcul.

Contrairement aux pertes fer totales données par (2.1), les pertes par courants de Foucault sont disponibles en chaque nœud de la géométrie sous forme de densité de puissance. Cette possibilité permet de tracer une courbe de densité de puissance par courants de Foucault suivant une ligne bien choisie. Cette possibilité est exploitée lors de l'élaboration des profils.

Les pertes par hystérésis ne sont pas disponibles directement comme les pertes par courants de Foucault sur Flux2D.

### 2.2.2 Les pertes mécaniques

Le logiciel Flux2D ne permet pas de calculer ces pertes. L'utilisation de la mesure est nécessaire. British Standard [2] prévoit 1.5 % de la puissance utile comme pertes mécaniques. La méthode de ségrégation, suivant la norme CSA C390-93/98 [13] est utilisée pour déduire les pertes mécaniques considérées dans le travail actuel. Les pertes mécaniques sont constantes pour tous les points de fonctionnement du moteur.

### *2.2.3 Pertes par effet Joule dans les enroulements statoriques*

Les enroulements sont représentés en deux parties :

- l'une, constituée des conducteurs dans les encoches et qui est présente dans le module géométrie. Elle est aussi présente dans le module circuit électrique de Flux2D, et est définie soit par le nombre de spires et la résistance totale encochée, soit par le nombre de spires, le facteur de remplissage d'encoche et la résistivité du conducteur.
- L'autre, pour les développantes, est représentée par une résistance et une inductance propre dans le module circuit électrique.

Pour les deux composantes, le programme (avec le post-processeur) permet d'avoir les pertes par effet Joule. Celles dans les encoches sont sous forme globale.

### *2.2.4 Pertes par effet Joule dans les enroulements rotoriques*

Pour les enroulements rotoriques en barres, la densité de courant dans une section droite du conducteur n'est plus uniforme à cause de l'effet de peau. Alors la section du conducteur se voit réduite à celle d'une partie supérieure d'épaisseur  $\delta$ , dite profondeur de pénétration.

Le logiciel Flux2D permet de tenir compte du phénomène de pénétration, de connaître la densité de courant et d'avoir la densité de puissance dans les conducteurs rotoriques (barres et anneaux). Les paramètres des barres et anneaux du rotor sont introduits dans le module circuit électrique. Les pertes dans les barres sont présentées soit globalement soit en densité de puissance. Tandis que celles des anneaux sont sous forme globales. Seules les barres sont représentées dans la géométrie dans Flux2D.

### 2.2.5 Pertes supplémentaires

Elles sont définies comme étant des pertes additionnelles qui surviennent lors de la mise en charge du moteur. En alimentation sinusoïdale, elles ont comme origine le flux fondamental et la présence des flux d'harmoniques supérieures dus à la denture, à la saturation, etc. Suivant le cas, elles se localisent principalement dans les dents, dans les armatures, les barres et anneaux et les tôles d'extrémités. Plusieurs théories ont été émises et beaucoup de travaux ont été faits pour quantifier ces pertes dans les machines électriques, mais aucune approche n'a été reconnue universellement dans sa validité pour les isoler les unes des autres, selon leurs natures.

La meilleure façon de les estimer est jusqu'à maintenant la mesure. British Standard [2] préconise des pertes supplémentaires de l'ordre de 1.2 % de la puissance utile pour la catégorie du moteur d'étude dans ce travail, tandis que la norme IEEE 112 [25] les spécifie à 1.8 %.

D'après la relation (2.1), le programme permet d'intégrer une quantité de pertes dites en excès (une approche des pertes supplémentaires). Le problème réside au fait qu'elles ne sont pas accessibles à cause du manque d'information sur les coefficients ou de la non disponibilité de leur densité, alors l'idée d'utiliser les résultats de mesure, en usant de la possibilité qu'offre le logiciel pour les prendre toutes en compte et les répartir comme il faut, est venue.

Dans ce qui suit, on va rappeler deux méthodes expérimentales parmi d'autres pour la détermination des pertes dans un moteur asynchrone à cage, deux méthodes assez adaptées pour le travail actuel.

## 2.3 Méthodes de détermination expérimentale des pertes

Plusieurs techniques expérimentales sont utilisées pour mesurer et localiser les pertes dans les moteurs asynchrones [2,3,11,13,25]. La précision est fonction du système d'acquisition de données employé.

Deux techniques sont utilisées dans ce travail, à savoir :

- \* la méthode thermométrique « température-temps » [2,11,14,26],

- \* la méthode CSA C390-93/98 avec « séparation des pertes » [13];

Ces deux méthodes de mesure s'utilisent à vide et/ou en charge. Seules les grandeurs à mesurer les différents (température, puissance électrique).

D'une manière générale, les différents essais à effectuer doivent répondre à des critères bien ciblés, quel phénomène veut-on prioriser et surtout, quelle disposition pratique faut-il prendre pour conduire les essais ?

### 2.3.1 Évaluation par la méthode thermométrique (Température-temps)

Cette méthode est utilisée pour étudier la distribution de pertes en utilisant la température comme indicateur de pertes. Elle est basée sur le fait que les pertes générées dans les différentes parties de la machine peuvent être obtenues en mesurant l'énergie absorbée ou libérée quand les conditions de fonctionnement sont changées, pour des conditions de fonctionnement données. La pente initiale de changement de température est proportionnelle à la production de chaleur au point de mesure, si durant ce test, l'écoulement reste constant. Trois conditions sont à respecter :

- \* le moteur doit être amené à un régime permanent de température,
- \* la charge et la source doivent être déconnectées instantanément,
- \* la vitesse du moteur doit être maintenue constante après la coupure de l'alimentation.

En effet, l'équilibre thermique dans un corps produisant de la chaleur et qui l'évacue à ses environs est donnée par :

$$p = G(\theta - \theta_a) + C \frac{d\theta}{dt} \quad (2.3)$$

où  $p$  : densité de puissance ( $\text{W/m}^3$ ) ;  $G$  : admittance thermique ( $\text{W/m}^3\text{K}$ );

$\theta$  : température du corps ;  $\theta_a$  : température ambiante ;  $C$  : capacité thermique ( $\text{J/m}^3\text{K}$ ).

Si  $p = 0$  ( source de chaleur éliminée) lors d'un fonctionnement en régime permanent et que les autres conditions sont maintenues, l'équation (2.3) est réduite à :

$$G(\theta - \theta_a) = -C \frac{d\theta}{dt} \quad (2.4)$$

La solution de (2.4) est :

$$\theta = \theta_a + (\theta_0 - \theta_a) \exp\left(\frac{-G}{C} * t\right) \quad (2.5)$$

$\theta_0$  étant la température du corps au moment de l'enlèvement de la source.

En considérant la tangente à l'origine de l'équation (2.3) et un régime permanent pour (2.4), on peut avoir la densité volumique de pertes par :

$$p = -C \left( \frac{d\theta}{dt} \right)_{t \rightarrow 0} \quad (2.6)$$

ceci pour chaque point de mesure.

Elle nécessite donc la prise des températures, aux différents points choisis en fonction des subdivisions voulues, sur un temps plus ou moins long. La précision est meilleure si la période de mesure est plus courte, et que les petites variations de température sont perçues, ce qui nécessite des instruments de très bonne précision. La distribution de pertes en densité volumique ( $W/m^3$ ) est ainsi obtenue pour différentes sections, et peut servir comme données d'entrée pour le modèle thermique. Le grand problème de la méthode est d'ordre pratique (précision nécessitant un nombre important de thermocouples, acquisition des informations nécessitant des liaisons rotatives au rotor, etc.), et à l'exploitation de manière universelle (coût, difficile à synthétiser, faisabilité à grande échelle). Elle sera utilisée dans ce travail pour affiner les profils de répartition des pertes, des pertes fer en particulier pour des points de référence au stator.

### *2.3.2 Évaluation par la méthode de « séparation des pertes »*

Le diagramme de la figure 2.1 illustre la technique utilisée. Le processus de mesure suit des normes bien définies [13]. Si l'on s'arrête au niveau (3) du processus, il est possible de faire une répartition par un système de pourcentage, mais avec une répartition uniforme par bloc. Aucune autre répartition spatiale n'est proposée jusqu'à ce jour utilisant cette possibilité d'une autre façon.



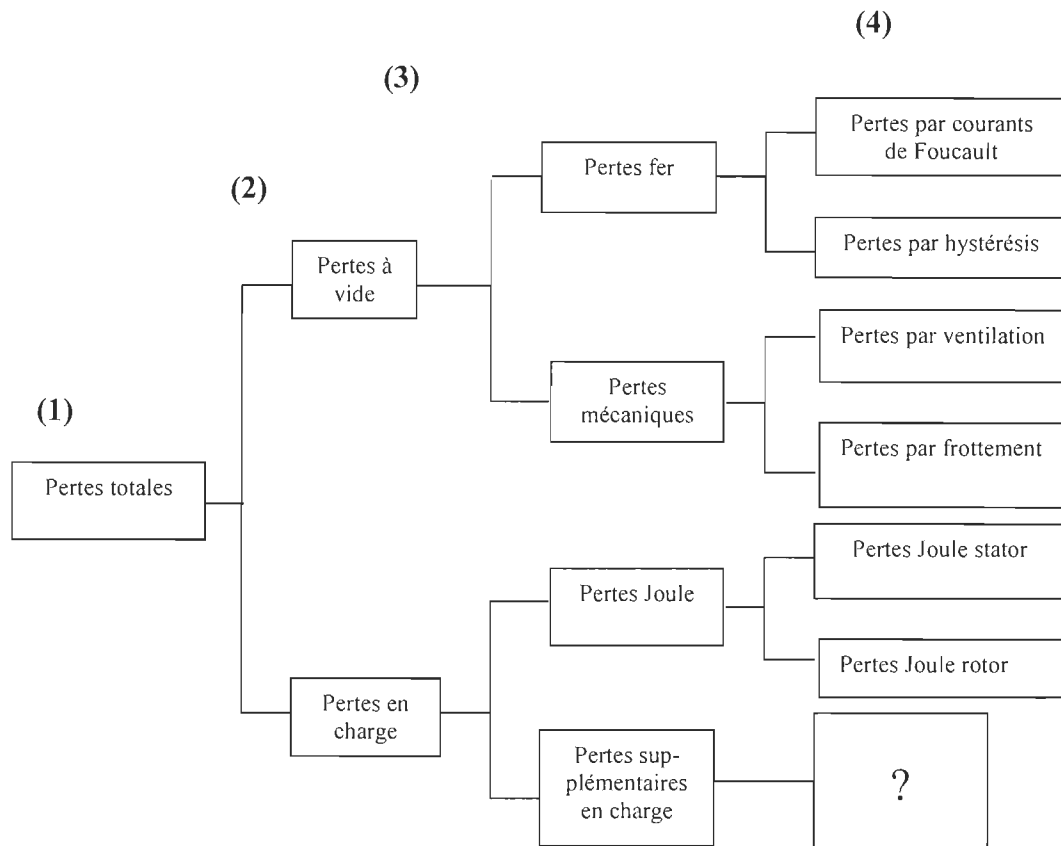


Fig.2.1 Diagramme de séparation des pertes

## 2.4 Présentation du banc d'essai et du moteur d'étude

Pour l'étude, un moteur asynchrone à cage d'écureuil de 50 hp, de type fermé à autoventilation externe (TEFC : Total Enclosed Fan Cooled) a été utilisé. Le bobinage a été refait pour l'insertion des thermocouples. Des essais à vide et en charge ont été faits pour vérifier si le moteur est encore fiable après les travaux effectués. Le tableau 2.1 donne une comparaison des grandeurs à vérifier avec les tolérances acceptables après ce genre de travail [12]. Des tôles magnétiques issues d'un moteur identique sont disponibles pour des essais d'estimation de leur résistivité électrique, et pour l'obtention de la courbe de magnétisation.

Grandeurs mesurées	Avant rebobinage	Après rebobinage	Écart relatif
Résistance entre deux bornes (Ohm)	0.1844 à 23.6 [°C]	0.185 à 23.6 [°C]	0.3 %
	0.2353 à 102.3 [°C]	0.241 à 102.3 [°C]	2.42 %
Rendement à pleine charge	92.99	92.78	0.23 %

Tableau 2.1 Valeurs de contrôle du moteur

*Conclusion* : la vérification de ces deux paramètres permet de conclure que le moteur, après le rebobinage, est valable à être utilisé pour l'étude. En effet, tant que l'écart de rendement ne dépasse pas 0.5 % de sa valeur initiale (0.23 % dans le cas actuel), on peut dire que le rebobinage est fait avec succès [12]. La résistance est mesurée à  $\pm 1\%$  près ainsi que la puissance pour le calcul du rendement.

#### *Présentation du banc d'essai*

Le moteur M1 peut entraîner ou se faire entraîner par le moteur M2 (Fig.2.2). Tous les deux sont alimentés par des alimentations programmables par ordinateur. Le couple et la vitesse sont obtenus par le biais du couplemètre C.M. L'unité des thermocouples T sert à l'acquisition des températures en liaison avec un ordinateur où un logiciel d'acquisition de LabView est installé. Et le logiciel MOTEL, conçu spécialement pour le banc d'essai du LTEE est utilisé pour le traitement des données électriques.

Toutes les caractéristiques de M1 et M2 sont en annexe 1. Les détails de conception, le calcul des paramètres électriques et les propriétés thermophysiques sont en annexe 2. Le schéma de bobinage et le rapport sur les travaux effectués sur le moteur sont donnés en annexe 3.

Le banc d'essai :

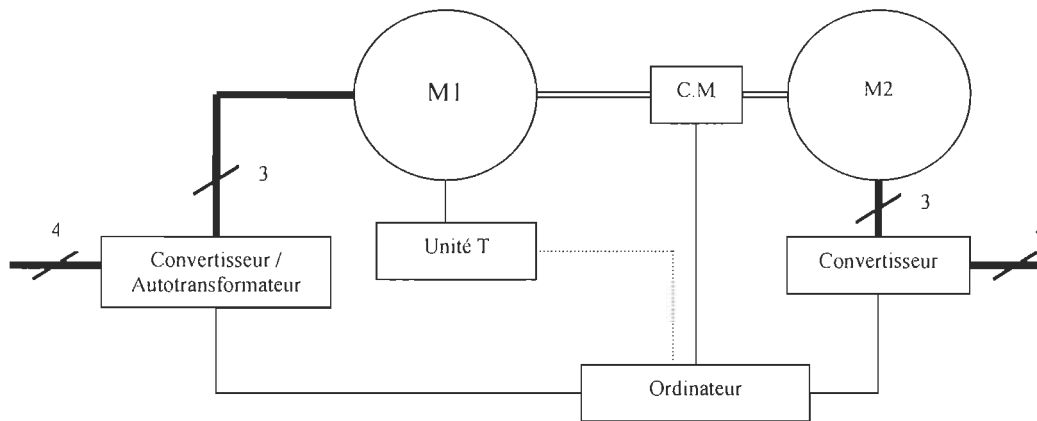


Fig.2.2 Figure synoptique du banc d'essai

M1 : moteur d'étude (moteur asynchrone triphasé de 50 hp, 4 pôles)

M2 : moteur asynchrone triphasé avec service inverseur (200 hp, 4 pôles)

Unité T : unité des thermocouples pour l'acquisition de température (27)

C.M : couplemètre pour l'acquisition du couple et de la vitesse

Les chiffres sur les lignes indiquent le nombre de conducteurs (phases, neutre).



Fig.2.3 Présentation du banc d'essai (Photo LTEE)

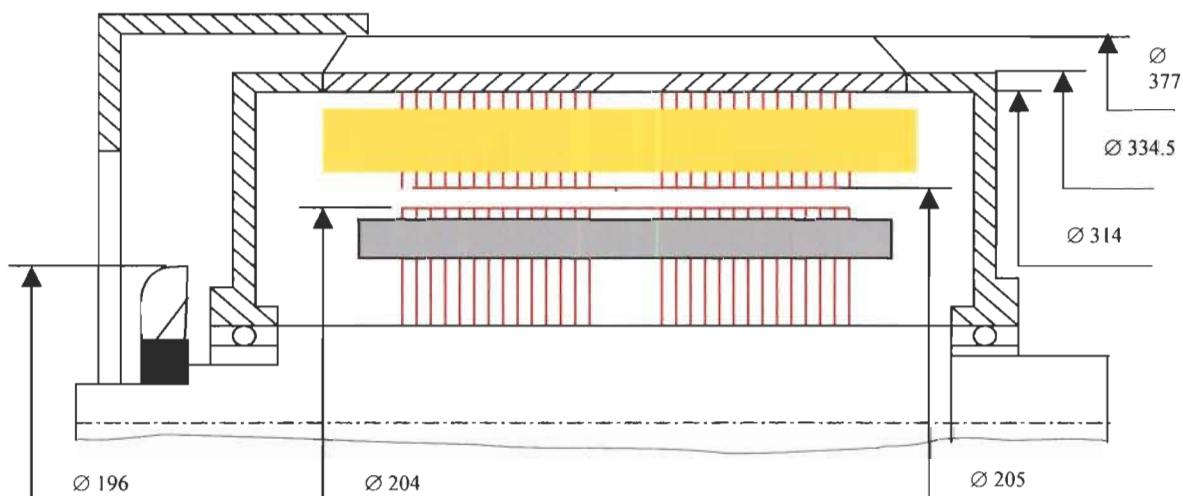


Fig.2.4 ½ Coupe axiale du moteur (Annexe 2)

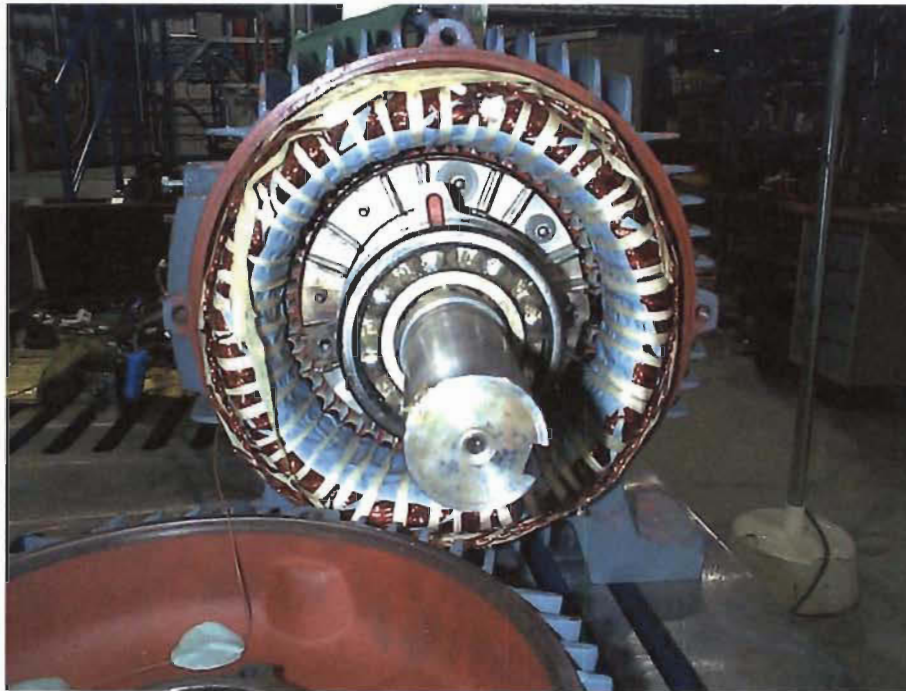


Figure 2.5 Présentation interne du moteur (Photo LTEE)

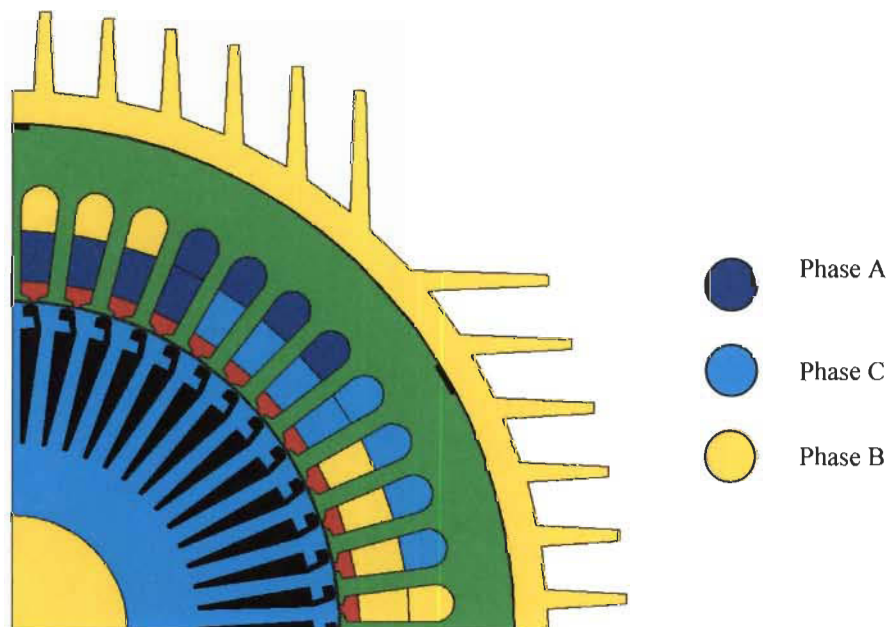


Fig.2.6 Coupe transversale du moteur (1/4) et disposition des demi-bobines  
(Annexe3)

## **2.5 Proposition d'approche de répartition spatiale des pertes dans un moteur asynchrone**

### *2.5.1 Introduction*

L'accent est mis surtout sur la répartition des pertes fer en général et la prise en compte des pertes supplémentaires en particulier. En effet, l'écart en température qu'elles engendrent de par leur localisation, entre les résultats pratiques et analytiques/numériques justifie une considération plus claire lors de leur répartition : elles ont beaucoup d'influence sur l'échauffement.

La mesure associée à la technique de séparation des pertes donne une ouverture pour aboutir à une répartition des pertes autre que basée sur l'uniformité par bloc. Comme les données de mesure sont de bonne précision ( les puissances sont obtenues avec une précision de  $\pm 1\%$ ), il reste donc à trouver une technique permettant leur répartition spatiale plus correcte. La démarche expérimentale, même si elle paraît souvent la plus précise, ne suffit pas pour y parvenir toute seule. L'incertitude dans l'identification de certaines informations conduisait souvent à une procédure incomplète.

Des simulations en magnétodynamique sont faites pour fixer les idées sur ses possibilités effectives. Des mesures indirectes de la densité de puissance sont faites par le moyen de la technique température-temps. La combinaison de ces deux groupes d'informations vont permettre d'élaborer des profils de distribution.

## 2.5.2 Simulation en magnétodynamique avec Flux2D

### 2.5.2.1 Démarche

Dans le but d'effectuer les simulations, les démarches suivantes ont été exécutées :

- l'acquisition des dimensions géométriques (résultat fig.2.4 et 2.6) à l'aide d'un pied à coulisse digital dont la précision moyenne est de 2% du mm, à partir des composantes géométriques du moteur (Annexe 2) ;
- le schéma de bobinage a été relevé (Annexe 2) ;
- les propriétés thermophysiques ont été sélectionnées dans la littérature et sont stockées dans le module Banque de données de matériaux (Annexe 2).

La subdivision de la géométrie (maillage) est montrée sur la figure 2.7. Comme la géométrie va servir pour les analyses électromagnétique et thermique, certains soins sont apportés. Le maillage est plus fin dans les régions suivantes :

- proche des interfaces (entrefer, culasse-carcasse), où on attend une discontinuité de la première ou de la deuxième dérivée de la fonction vecteur potentiel  $A$  ou de la température  $T$  ;
- proche des interfaces où les paramètres thermiques sont difficilement identifiables (culasse-carcasse, par exemple).

Le nombre de nœuds obtenu est de 20 290 avec 9 971 éléments surfaciques et 193 éléments linéiques.

Les conditions aux limites sont de type Dirichlet sur la surface extérieure de la carcasse. Les conditions aux limites sur les lignes de symétrie polaire sont de type anticyclique. Elles sont introduites en choisissant le modèle dans le menu.



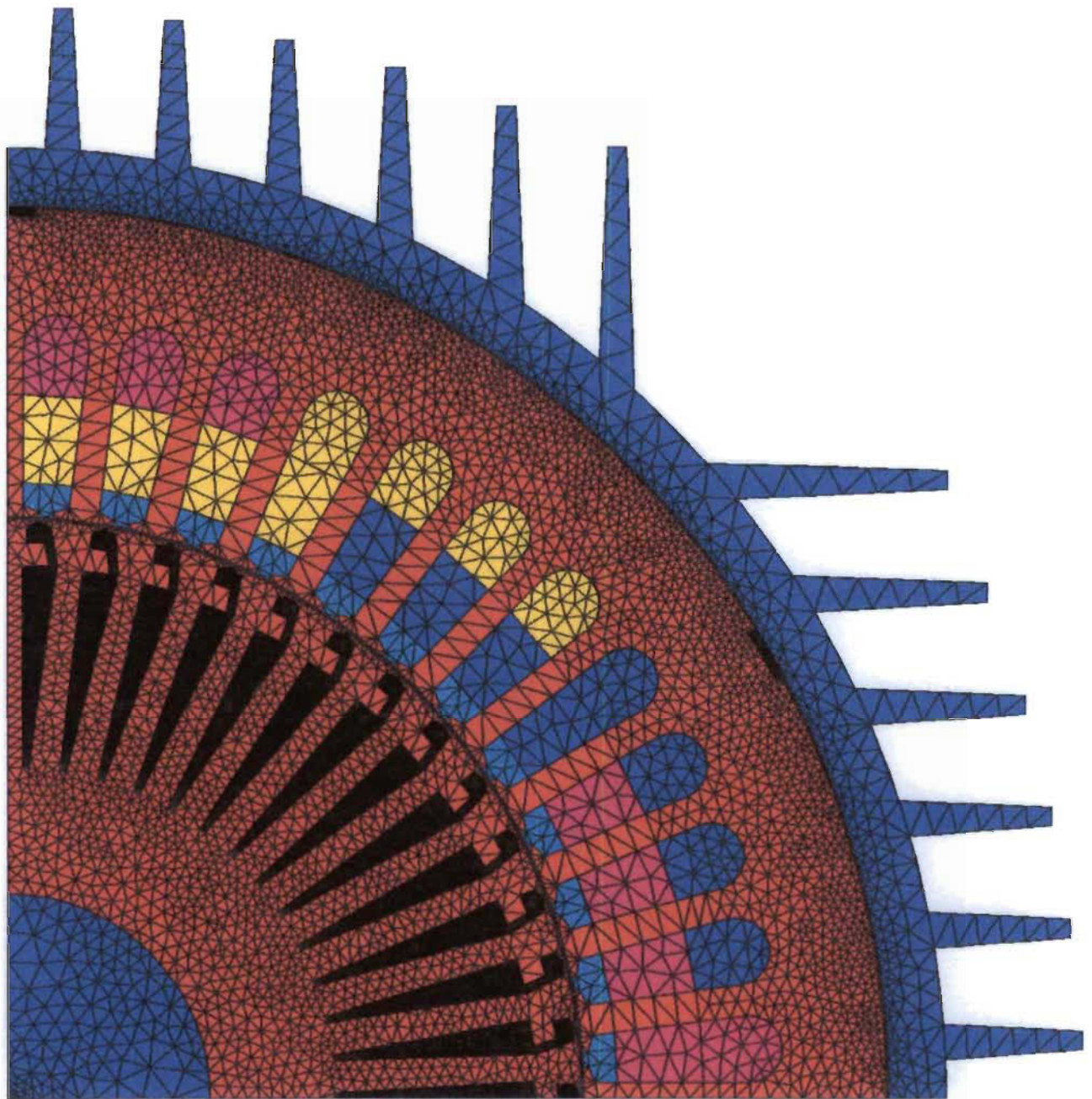


Figure 2.7 Représentation du maillage de la géométrie  
9971 éléments surfaciques et 193 éléments linéiques  
20290 nœuds



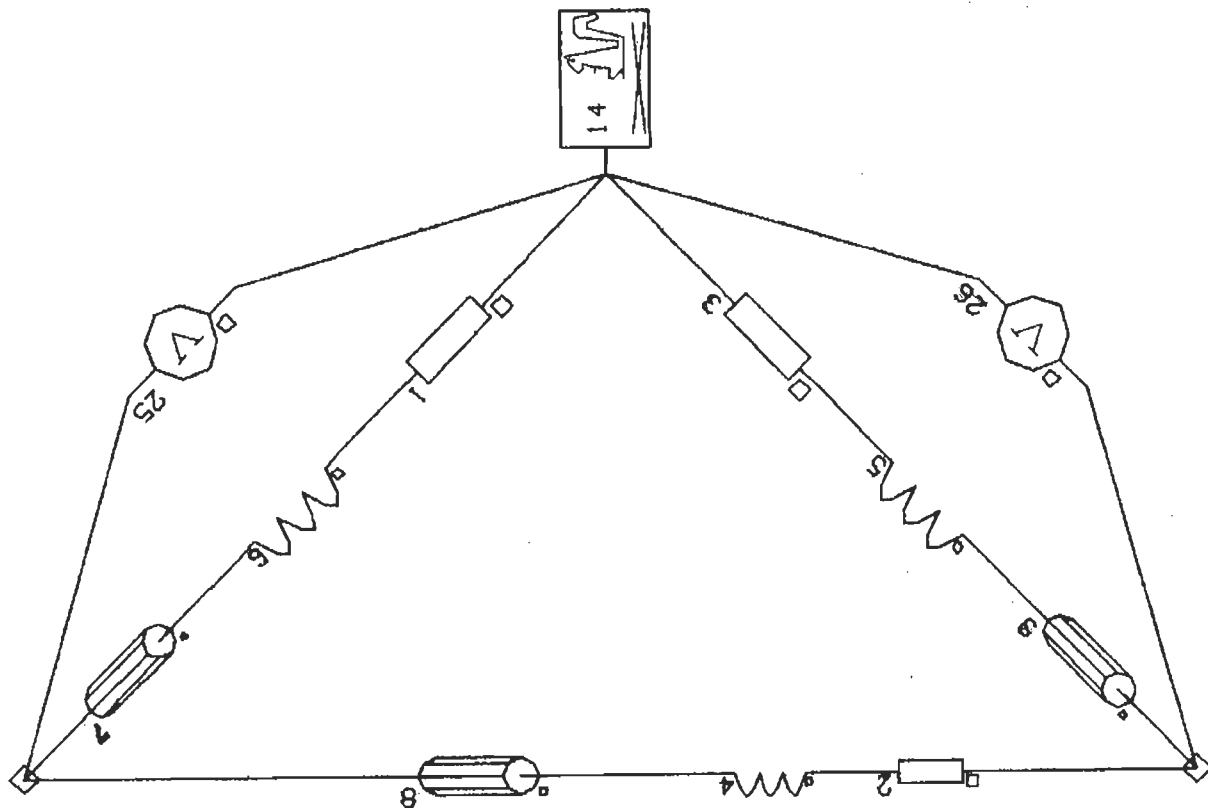


Figure 2.8 Circuit électrique associé à la géométrie

Les sources d'alimentation électrique sont introduites par le biais du circuit électrique correspondant à la partie représentée géométriquement (figure 2.8).

1,2,3 : résistances correspondant aux développantes,

4,5,6 : inductances propres correspondant aux développantes,

7,8,9 : bobines dans les encoches définies par le nombre de spires et la résistance,

25,26 : 2 des 3 sources composées d'alimentations,

14 : cage rotorique avec le nombre de barres présentées dans la géométrie.

Les différentes valeurs de ces grandeurs sont en Annexe 1.

Pour les points de fonctionnement (100, 75, 50 et 25%), des simulations ont été effectuées sur un ordinateur X86, Pentium III 700E MHz, 256 Mo de RAM avec le logiciel Flux2D, version 7.40. Chaque simulation en magnétodynamique a duré 24 minutes environ avec 8 itérations et une précision demandée de 1/1000.

#### 2.5.2.2 Résultats et discussion

On va présenter les résultats du fonctionnement à 100% de la charge nominale (glissement de 1.55%). Les lignes isovaleurs du flux sont présentées sur la figure 2.9. La figure 2.10 montre les dégradés en puissance résultant des courants de Foucault dans les fers. Des relevés de densité de puissance obtenus suivant les lignes OA et BB' de la figure 2.11 sont présentés sur les figures 2.12 et 2.13. La répartition n'est pas tout à fait uniforme pour chaque bloc.

La répartition spatiale de puissance présentée sur la figure 2.10 se déplace sur la circonférence à la vitesse du champ tournant. Comme les constantes de temps thermiques des constituants sont très grandes vis-à-vis de la vitesse de déplacement du déplacement de la répartition, une valeur moyenne d'échauffement se maintient. L'uniformité de la densité de pertes le long de la circonférence est donc justifiée pour chaque bloc.

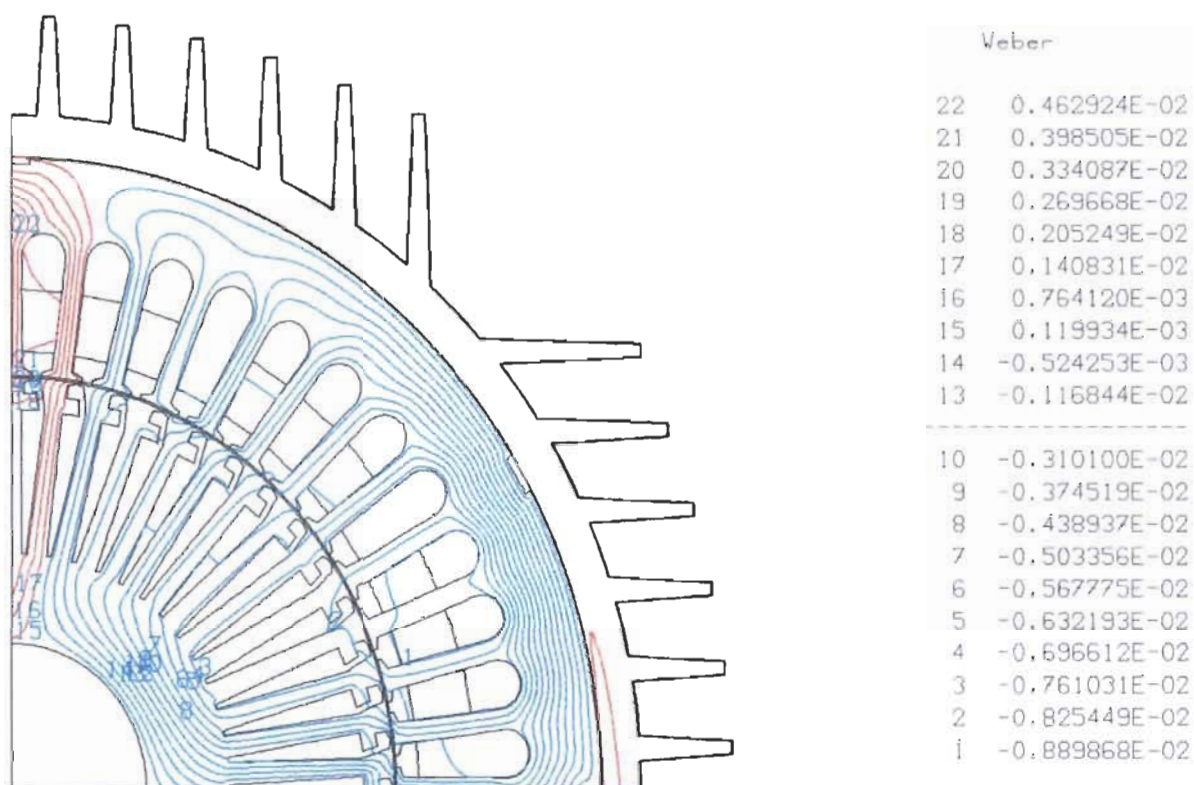


Figure 2.9 Lignes isovaleurs de flux,  
g=1.55% et 100% de la charge nominale

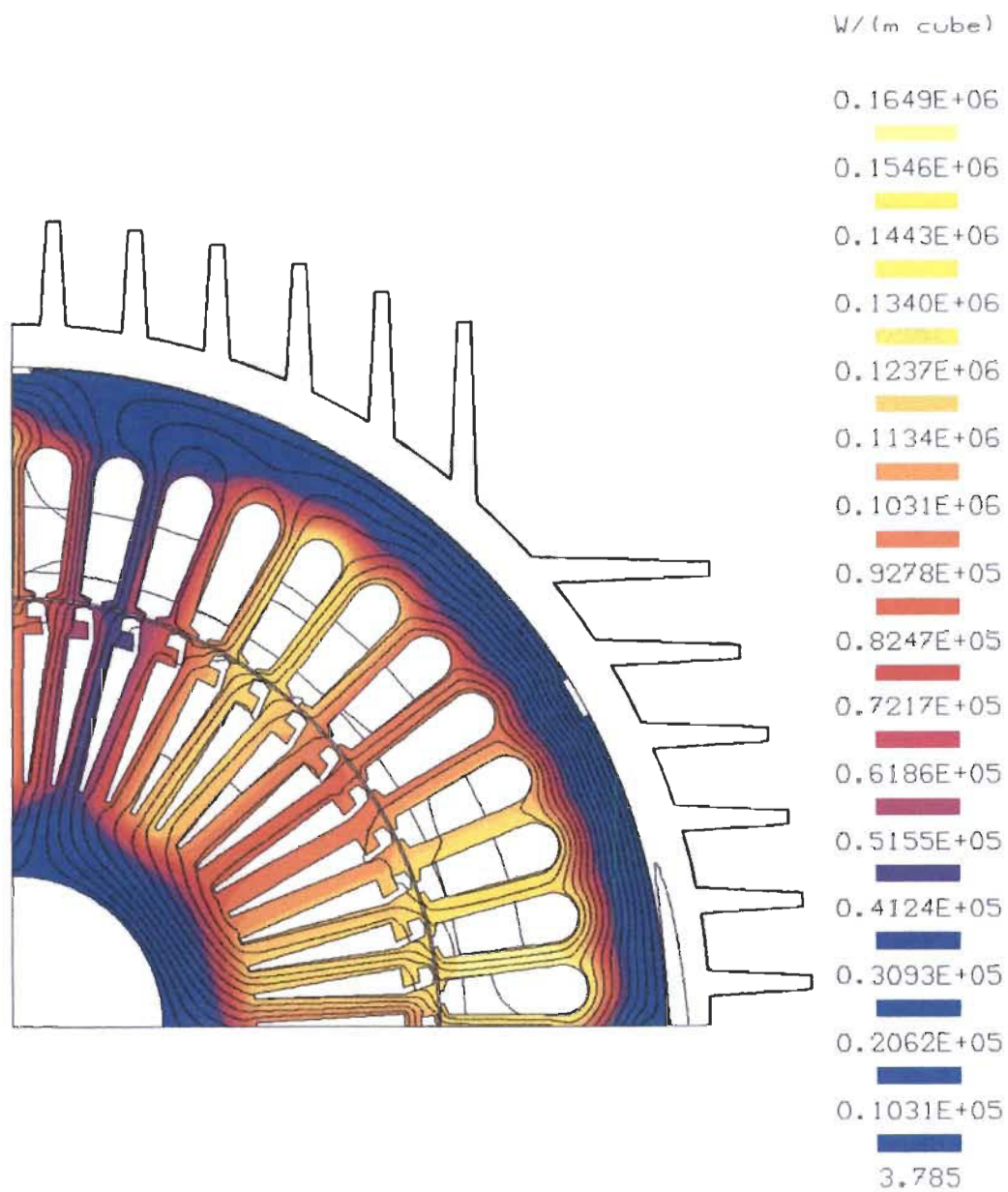


Figure 2.10 Dégradés en densité de puissance  
avec les lignes isovaleurs du flux,  $g=1.55\%$  et 100% de la charge nominale

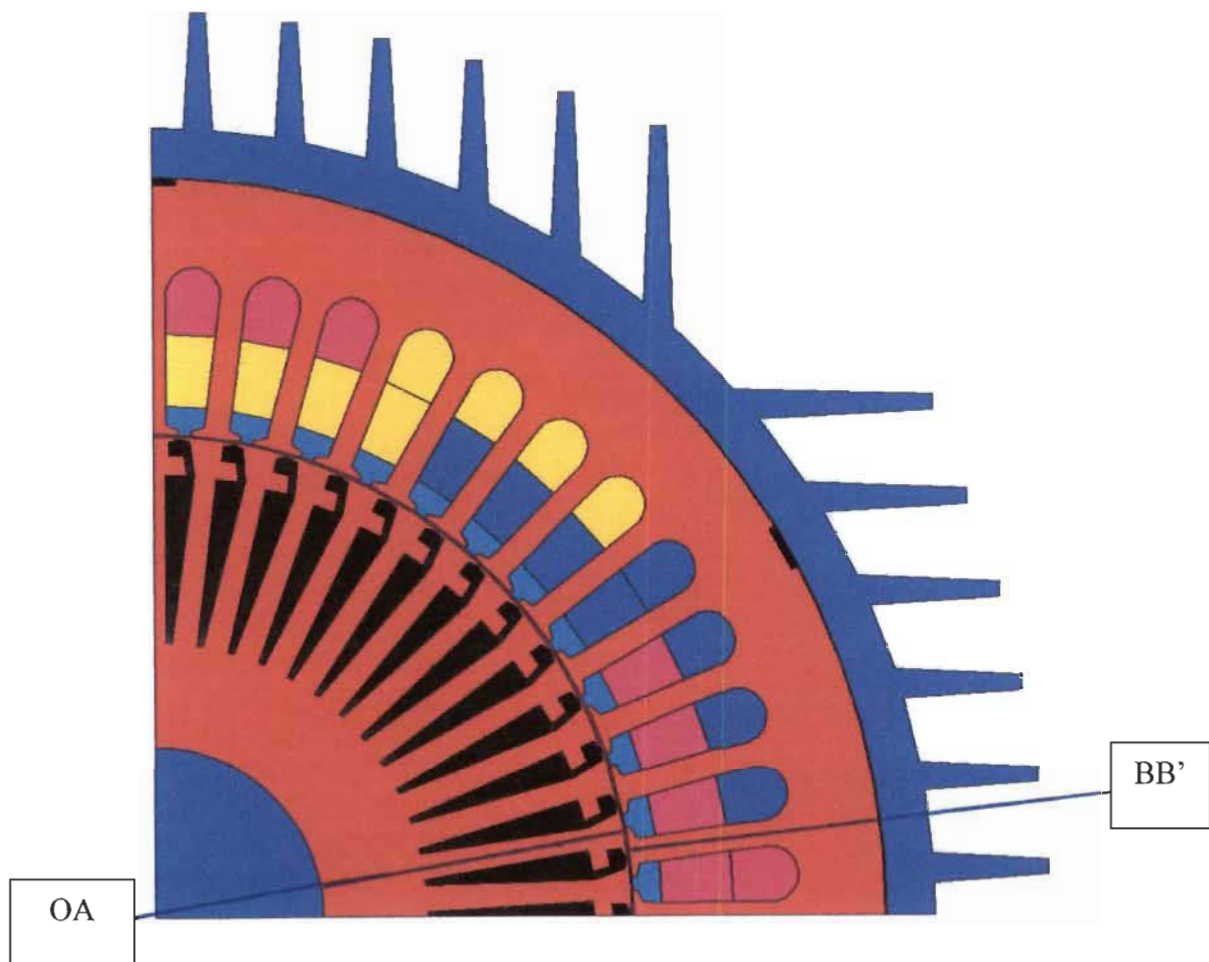


Figure 2.11 Lignes de prise de valeurs pour les courbes de densité de puissance

OA : pour le fer rotorique

BB' : pour le fer statorique

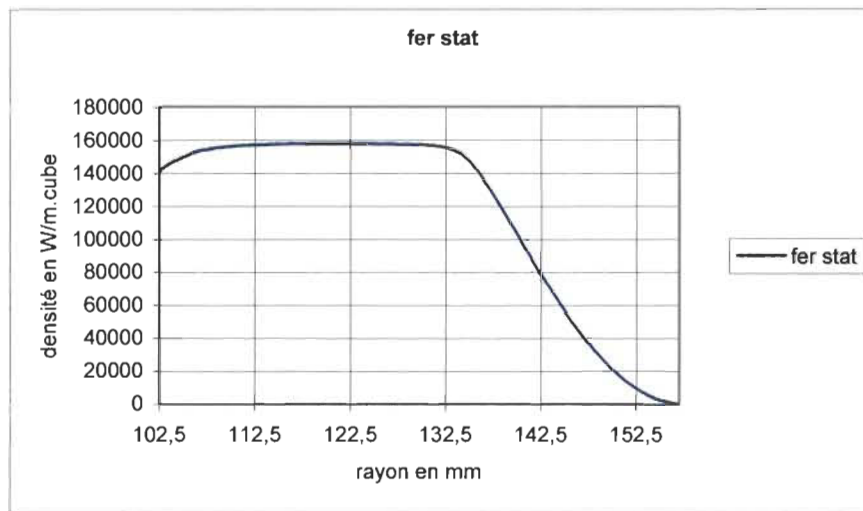


Figure 2.12 Courbe de répartition des densités de puissance dans le fer statorique  
 $g=1.55\%$  et 100% de la charge nominale

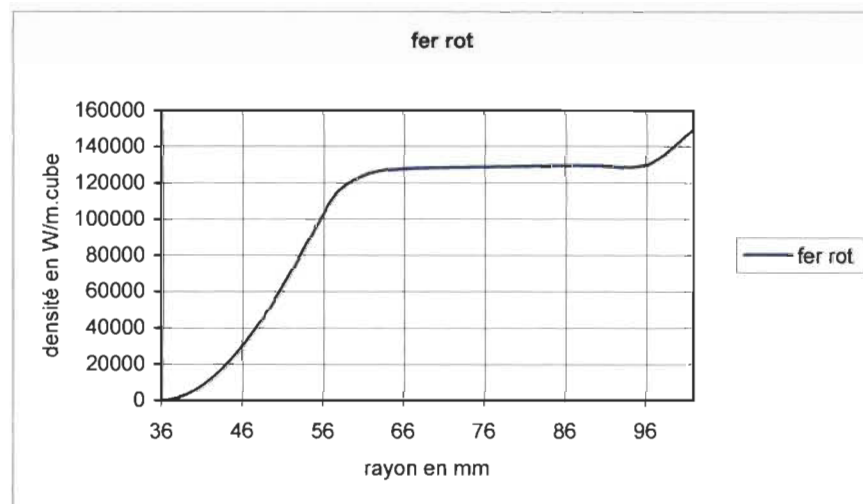


Figure 2.13 Courbe de répartition des densités de puissance dans le fer rotorique  
 $g=1.55\%$  et 100% de la charge nominale

Si, dans les travaux effectués jusqu'à maintenant, la répartition des pertes a été supposée uniforme pour chaque bloc choisi ou à la limite approchée par une répartition déduite des simulations en magnétodynamique, où l'on ne tenait pas compte des effets supplémentaires (méthodes des éléments finis ou différences finies seules), l'approche proposée dans ce travail va intégrer dans sa démarche toutes les composantes des pertes.

Le principe est d'exploiter les résultats obtenus par la mesure des pertes, de les localiser dans les différents blocs et ensuite de les répartir dans le moteur suivant des profils (expression mathématique de la densité de puissance suivant une ligne radiale) qui répondent au mieux aux différents phénomènes existants au niveau de chaque bloc.

### *2.5.3 Démarche proposée*

D'une manière générale, la démarche que l'on propose se résume en trois points (les dimensions géométriques et les propriétés thermophysiques étant supposées déjà acquises) :

- utiliser la méthode de ségrégation des pertes pour contribuer à l'allocation des pertes dans les différents blocs du moteur par le biais de la mesure des puissances [13],
- utiliser les résultats de simulations en magnétodynamique en traitant les informations pour choisir le profil adéquat de la densité de puissance dans chaque région en fonction de la position radiale,

- utiliser la mesure expérimentale de la densité des pertes et la connaissance sur les phénomènes réels pour affiner les différents profils adoptés et leur attribution.

Les profils de la densité de pertes seront approchés par des fonctions polynomiales ayant comme variable le rayon ( $r$ ), étant donné qu'elle est supposée uniforme suivant la circonférence ( $\theta$ ). Le degré de chaque polynôme sera fonction du profil donné par la simulation en magnétodynamique appuyé des considérations sur l'analyse des phénomènes réels et du potentiel du logiciel à les inclure et à les traiter avec la partie thermique.

Cette procédure expérimentation-simulation en trois phases permet de calculer les paramètres de la fonction polynomiale du profil, et ainsi d'obtenir les profils de répartition spatiale des pertes.

#### 2.5.3.1 L'essai à vide

Pour les points de fonctionnement étudiés, des essais suivant la norme CSA390-98 sont effectués pour la détermination des différentes pertes.

Ces différentes pertes sont réparties dans les différentes régions en respectant le plus possible l'action des phénomènes physiques réels. On adopte la première hypothèse suivante (**hypothèse H2-1**) : les pertes mécaniques sont supposées n'avoir aucune influence directe sur le transfert de chaleur radial d'étude, en travaillant sur une partie médiane du moteur.

La répartition des pertes à l'intérieur du moteur se fait de la façon suivante.



### 2.5.3.2 Localisation des pertes dans les enroulements statoriques du moteur

Les pertes par effet Joule dans les enroulements statoriques se répartissent entre la partie se trouvant dans les encoches et celle hors des encoches (chignons). Cette répartition est fonction de leurs longueurs et de leurs températures respectives. Comme l'écart absolu de température entre chignon et partie encochée n'est pas grande (de l'ordre de 8°C à 100% de la charge nominale et de 5°C à 75% de la charge nominale), on suppose que la température n'influence pas la répartition des pertes entre eux (**hypothèse H2-2**). Les pertes produites par la partie des enroulements dans l'encoche se transfèrent donc radialement, et celles des développantes par les flasques à travers les cavités extrêmes du moteur.

Tenant compte de la longueur moyenne respective des deux parties, 54,5% de la longueur totale pour un enroulement se trouve dans l'encoche et 45,5% dans les développantes. Pour un fonctionnement à 100% de la charge nominale, 483,4 W se retrouve dans les encoches et 403,6 W dans les développantes.

### 2.5.3.3 Localisation des pertes dans la cage rotorique du moteur

Les pertes par effet Joule dans la cage du rotor, obtenues indirectement par la mesure, se répartissent entre les barres et les anneaux avec l'hypothèse (**hypothèse H2-3**) suivante : le rapport des pertes par effet Joule dans les barres et dans les anneaux est proportionnel à leurs volumes et au carré de leurs densités de courant [2] (la résistivité étant supposée identique).

Cette hypothèse peut s'exprimer comme suit :

$$\frac{P_{ba}}{P_{an}} = \frac{V_{ba}}{V_{an}} \left( \frac{J_{ba}}{J_{an}} \right)^2 \quad (2.7)$$

avec  $P_{ba}$ ,  $P_{an}$  : pertes dans les barres et dans les anneaux respectivement ;

$V_{ba}$ ,  $V_{an}$  : volumes des barres et des anneaux respectivement ;

$J_{ba}$ ,  $J_{an}$  : densité de courant dans les barres et les anneaux respectivement ;

Comme,

$$\frac{J_{ba}}{J_{an}} = \frac{2\pi p}{Z_2} \frac{S_{an}}{S_{ba}} \quad (2.8)$$

avec  $p$  : le nombre de paires de pôles du moteur

$S_{ba}$ ,  $S_{an}$  : sections des barres et des anneaux respectivement ;

$Z_2$  : nombre des barres rotoriques.

Alors, la relation (2.7) devient :

$$\frac{P_{ba}}{P_{an}} = \frac{L_{ba}}{L_{an}} \frac{S_{an}}{S_{ba}} \left( \frac{2\pi p}{Z_2} \right)^2 \quad (2.9)$$

avec  $L_{ba}$ ,  $L_{an}$  : longueurs moyennes des barres et des anneaux.

On en déduit :

$$P_{ba} = P_{rot} \left( \frac{a}{1+a} \right) \quad (2.10)$$

avec  $P_{rot}$  : pertes dans la cage du rotor.

$$a = \left[ \frac{L_{ba}}{L_{an}} \frac{S_{an}}{S_{ba}} \left( \frac{2\pi p}{Z_2} \right)^2 \right]^{-1} \quad (2.11)$$

Pour le moteur d'étude,  $a = 4.93$ . Et à charge nominale, 498 W se retrouve dans les barres et 101 W dans les anneaux.

#### 2.5.3.4 Localisation des pertes fer du moteur

Les pertes fer obtenues par l'essai à vide à tension nominale vont se répartir au stator et au rotor ; la culasse et les dents ne faisant qu'un seul bloc. Lors des simulations en magnétodynamique, les pertes par courants de Foucault se répartissent entre le stator et le rotor à 52% et 48%, respectivement. Sachant que les deux pertes constitutives des pertes fer sont proportionnelles à  $B_{\max}^2$  (2.1), pour différents points de fonctionnement, on admet que leur répartition est de l'ordre de 52% et 48%, respectivement au stator et au rotor (**hypothèse H2-4**). Bousbaine préconise 50% à chacun [2]. Ces pourcentages nous amènent, pour le fonctionnement à charge nominale, à une répartition de 414,44W au stator et 382,56W au rotor.

#### 2.5.3.5 Localisation des pertes supplémentaires du moteur

Les pertes supplémentaires sont réparties en considérant les points suivants : il y a les pertes dues à la fréquence fondamentale et celles dues aux fréquences supérieures. On veut préciser que pour les pertes supplémentaires, comme leur répartition n'est pas très claire dans les travaux de recherche recensés, et que les avis sont très partagés, il n'est pas superflu de signaler ici deux travaux qui donnent une information exploitable en ce sens. D'abord, Bousbaine [2] préconise que 25 % et 75 % des pertes supplémentaires sont respectivement au stator et au rotor, et plus particulièrement dans les dentures. Ces pertes sont même considérées comme des pertes surfaciques. C. Chillet et al [11] ont montré que les pertes fer d'harmoniques sont localisées dans les dentures rotoriques et statoriques.

Dans un premier temps, il est donc logique d'en tenir compte suivant ces deux travaux (**hypothèse H2-5**), soit 25% et 75%, respectivement pour le stator et le rotor. Des modifications sont apportées si l'analyse des résultats des essais les justifie. Comme leur localisation et leur répartition sont fonction de la conception des bobinages du stator, du flux de l'entrefer, du rapport du nombre d'encoche statorique et rotorique, de la forme de la surface de l'entrefer, du type de l'alimentation, etc. ; alors elles peuvent être réparties différemment pour chaque type/catégorie de moteur.

En appliquant ces cinq hypothèses pour quelques points de fonctionnement du moteur, il est possible d'avoir la localisation des pertes allouées dans chaque bloc (Tableau 2.2). Cette démarche constitue la première étape de la méthode. La deuxième étape sera l'élaboration des profils de répartition spatiale.

#### *2.5.4 Disposition des thermocouples et vérification d'attribution de pertes*

Des mesures indirectes de la densité de pertes ont été faites par la technique de la variation de la température en fonction du temps [2]. Elles permettent de trouver la densité de pertes aux différents points où sont insérés les thermocouples de référence, et par la suite d'ajuster certains paramètres des profils ou de l'allocation des pertes par région. La théorie relative à la méthode a été développée dans le chapitre précédent. Vingt-six (26) thermocouples ont été implantés dans la partie fixe du moteur (Fig.2.14 et 2.15). Le choix et l'emplacement des thermocouples sont importants. D'une part, pour réduire l'influence de sa masse thermique sur la variation locale de température, les thermocouples doivent être le plus petit possible, surtout que la période de prise de mesure est courte. Les trous doivent être juste assez grand pour faire entrer les thermocouples pour deux raisons : le circuit

magnétique est ainsi moins endommagé et le contact entre les thermocouples et le fer est meilleur.

Charge	Pertes Joule statoriques	Pertes Joule cage rotorique	Pertes fer normales	Pertes supplémentaires	Pertes totales allouées	Lieu	$P_i/P_{tot}$ %
100 %	887 W	599 W	797 W	488 W		2771 W	
75 %	533 W	316 W		270 W		1916 W	
50 %	307 W	139 W		122 W		1365 W	
25 %	172 W	32 W		29 W		1030 W	
100 %	483.8 W				483.8 W	Dans les encoches	17.45
75 %	290.7 W				290.7 W		15.17
50 %	167.45 W				167.45 W		12.27
25 %	93.8 W				93.8 W		9.1
100 %	403.2 W				403.2 W	Dans les chignons	14.55
75 %	242.3 W				242.3 W		12.65
50 %	139.55 W				139.55 W		10.22
25 %	78.2 W				78.2 W		7.6
100 %		498 W			498 W	Dans les barres	18
75 %		262.7 W			262.7 W		13.7
50 %		115.56 W			115.56 W		8.47
25 %		26.6 W			26.6 W		2.6
100 %		101 W			101 W	Dans les anneaux	3.6
75 %		53.3 W			53.3 W		2.8
50 %		23.44 W			23.44 W		1.72
25 %		5.4 W			5.4 W		0.53
100 %			414.44 W	122.0 W	536.44 W	Dans le fer statorique	19.36
75 %				67.5 W	481.94 W		25.15
50 %				30.5 W	444.94 W		32.6
25 %				7.25 W	421.69 W		40.9
100 %			382.56 W	366 W	748.56 W	Dans le fer rotorique	27
75 %				202.5 W	585.06 W		30.53
50 %				91.5 W	474.06 W		34.73
25 %				21.75 W	404.31 W		39.25
					138	Pertes mécaniques	4.98

Tableau 2.2 Répartition des pertes par bloc et à différents points de fonctionnement

Le tableau 2.3 résume le pourcentage des pertes supplémentaires et mécaniques par rapport à la puissance utile, pour tous les points de fonctionnement.

	Charge	British Standard [2]	IEEE-112[25]	Mesure
	100%	1.2%	1.8%	1.3%
$P_{sup}/P_u$	75%			0.97%
	50%			0.65%
	25%			0.32%
	100%	0.5		0.37%
$P_{mec}/P_u$	75%			0.5%
	50%			0.74%
	25%			1.52%

Tableau 2.3 Pourcentage des pertes par rapport à la puissance utile.

D'autre part, on a opté pour des thermocouples de type K qui résistent mieux aux vibrations. Le choix permet une facilité d'installation, une bonne robustesse et une réponse rapide de l'ensemble du capteur. Le tableau 2.4 donne les caractéristiques du type de thermocouple choisi.

Type	Matériau conducteur (conducteur positif en premier)	Intervalle de température	Précision
K	Nickel :Chrome/Nickel :Aluminium	0 à 400 °C	±1 °C

Tableau 2.4 Caractéristiques du thermocouple utilisé

Quant aux emplacements des thermocouples sachant que les résultats vont servir pour affiner les profils, on les a insérés aux endroits où les résultats permettent d'estimer une valeur moyenne de la densité de pertes et par conséquent des pertes dans le bloc considéré, à toute fin de comparaison. Trois sections sont choisies à l'insertion des thermocouples ; deux sections S1 et S3 aux extrémités et une S2 au milieu (Fig.2.14).

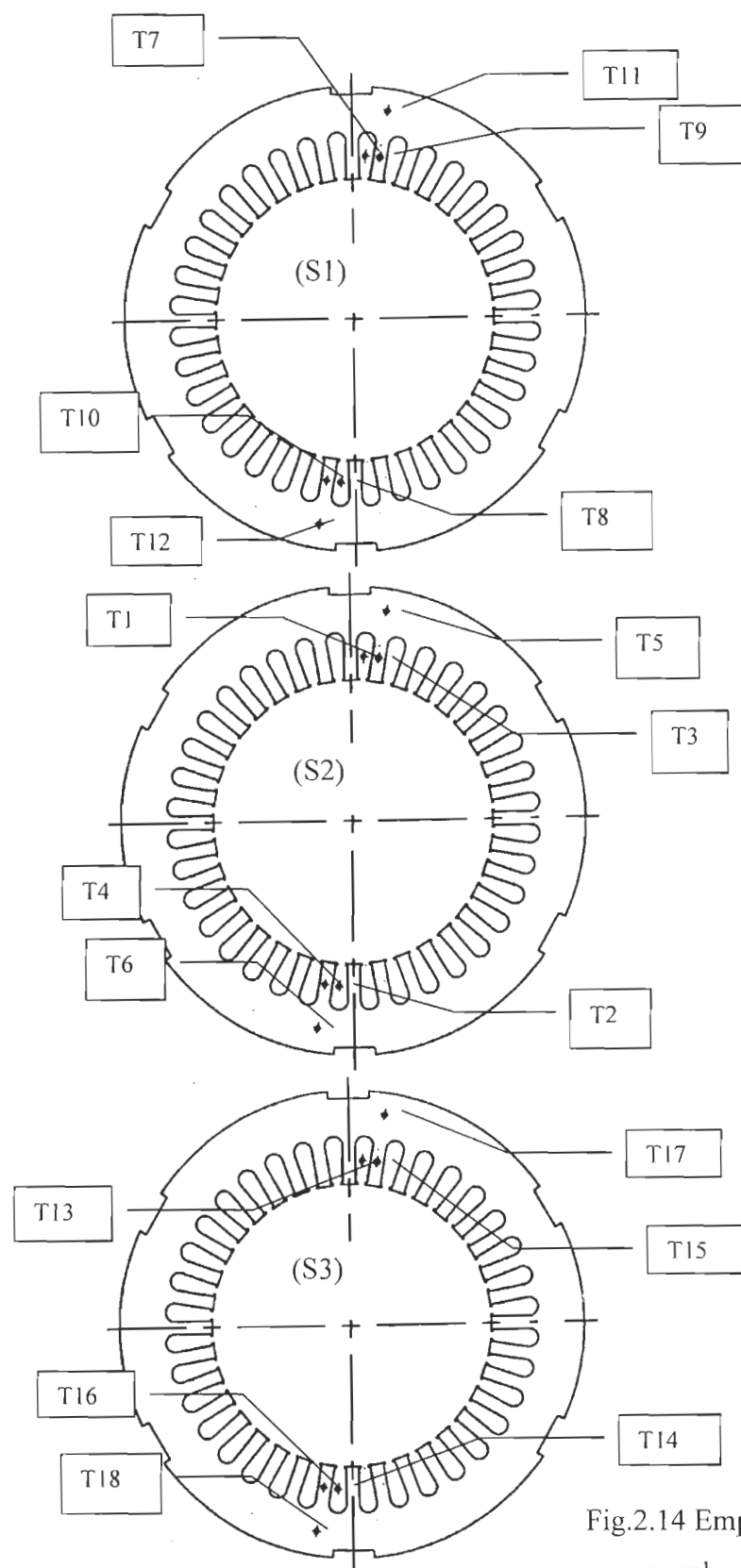


Fig.2.14 Emplacement des thermocouples dans S1, S2 et S3  
(Annexe 3)



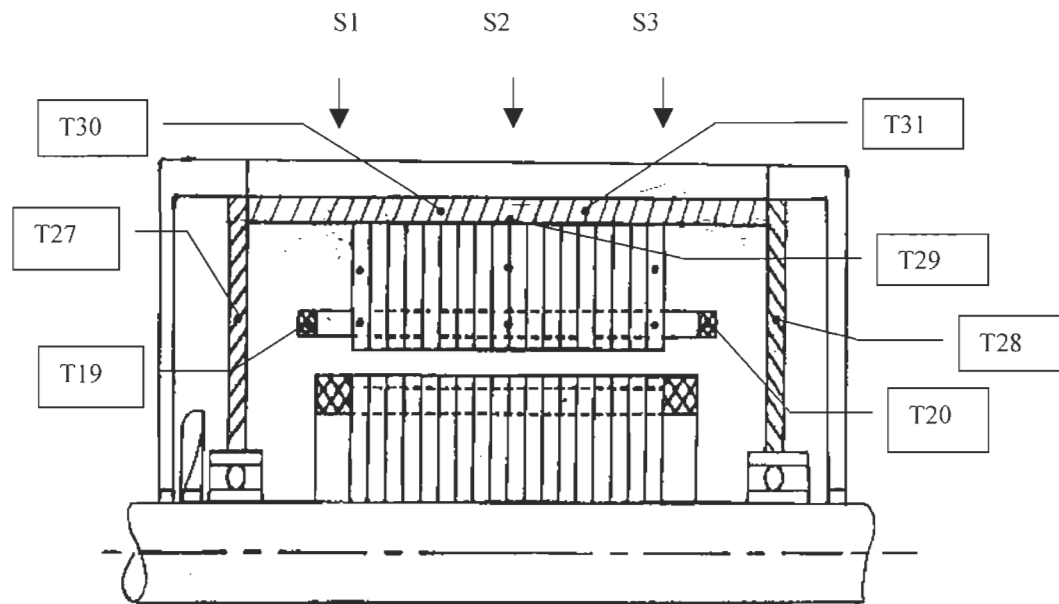


Fig.2.15 Emplacement des thermocouples dans le plan transversal (Annexe 3)

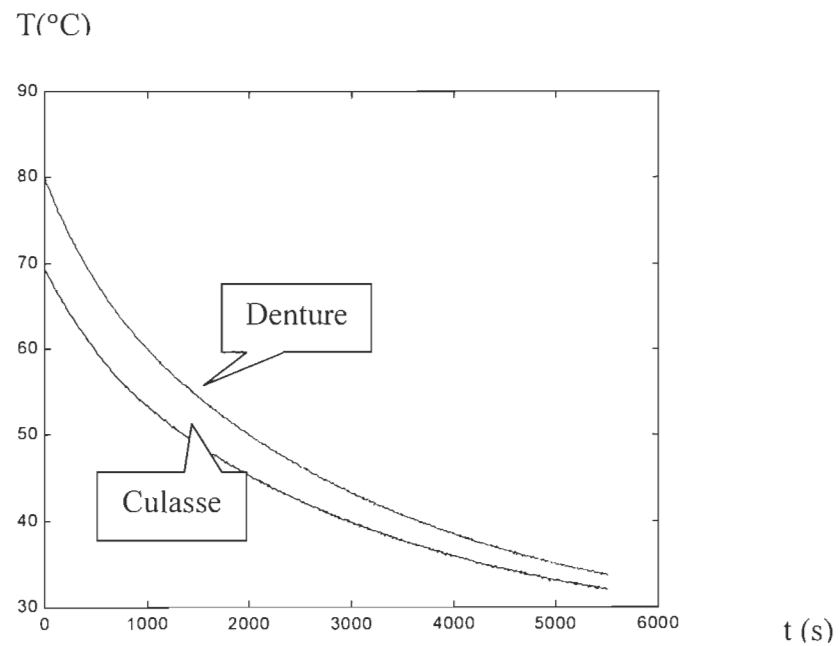


Fig.2.16 Allures typiques de la température en refroidissement, moteur entraîné par M2  
(courbes obtenues à partir des essais expérimentaux)

À cause des difficultés du travail et du coût, aucun thermocouple n'a été inséré au rotor.

Le moteur est ensuite couplé à un autre moteur asynchrone, qui peut fonctionner comme charge ou moteur. Les conditions suivantes doivent être satisfaites pendant les tests :

- le moteur d'étude est amené à un état thermique permanent en température (il fonctionne en moteur),
- l'alimentation du moteur d'étude est enlevée en même temps que la charge qui, devenue moteur, entraîne l'ensemble à la même vitesse que pendant le fonctionnement précédent.

Ces opérations sont faites par programmation au niveau de l'alimentation. Les sorties des thermocouples sont branchées sur un système numérique d'acquisition de données lié à un ordinateur, et l'échantillonnage se fait suivant les critères qui servent au mieux le but cherché (4 secondes dans le cas présent).

Des profils typiques de la décroissance de la température, obtenus par la mesure, en fonction du temps sont présentés sur la figure 2.16. En appliquant la formule (2.7), on peut estimer la densité de pertes en connaissant la pente à l'origine des courbes.

Pour les fonctionnements à charge nominale et à vide, les résultats que l'on peut tirer de ces essais sont consignés dans le tableau 2.5.

Lieu	$P_{S1}$ (W/m <sup>3</sup> )	$P_{S2}$ (W/m <sup>3</sup> )	$P_{S3}$ (W/m <sup>3</sup> )	$P_{moy}$ (W/m <sup>3</sup> )	P (W)	%
100 % de la charge						
Culasse	85 005	85 091	89 954	86 683	407.56	55.25
Dents	102 068	102 685	103 913	102 889	330.1	44.75
À vide						
Culasse	40 287	49 751	41 319	43 785.5	205.8	52.63
Dents	56 820	56 212	60 169	57 733.7	185.3	47.37

Tableau 2.5 Tableau des densités moyennes et des puissances  
(méthode température-temps)

$P(W)$  : une puissance moyenne ( $P_{moy} * Volume$ ).

La mesure a été faite avec une période d'échantillonnage de 4 secondes. Cette dernière est choisie aussi petite que possible pour mieux apprécier la variation de la température. La pente à l'origine est calculée pour 4 périodes successives, ce choix permet d'éviter l'erreur provoquée par un saut d'humour du thermocouple. On ne rallonge pas trop le temps de la détermination de la pente pour éviter l'effet de diffusion thermique dans les matériaux solides.

Pour un fonctionnement à vide, les résultats du tableau 2.5 montrent que 49.07% environ des pertes fer totales (à vide) se produisent au stator et donc 50.93% au rotor. Cette constatation renforce *l'hypothèse H2-2*.

Pour un fonctionnement nominal, le tableau 2.5 informe que 57% des pertes fer totales se produisent au stator et 43% au rotor. On rappelle que les résultats de la simulation en magnétodynamique a donné 52% et 48% respectivement.

Pour les raisons suivantes :

- le calcul de la puissance moyenne à partir de sa densité est basée sur l'hypothèse de son uniformité de répartition (tableau 2.5);
  - la détermination par simulation ne concerne pas toutes les pertes fer (seulement pour les pertes par courants de Foucault), mais le calcul est plus précis,
- on a décidé de prendre le pourcentage obtenu par simulation, soit 52% des pertes fer normales (à vide) au stator et 48% au rotor.

D'après le tableau 2.5 et pour les trois sections du circuit magnétique du moteur, la densité de puissance dans la denture est plus forte que celle dans la culasse : c'est prévisible. Ce phénomène est plus marqué en charge qu'à vide. En effet, l'existence des flux harmoniques dus aux courants induits dans le rotor en est principalement la cause du point de vue statorique. Tandis qu'au rotor, les harmoniques de denture et les réactions du stator aux champs rotoriques, engendrent des effets identiques. Plus on se rapproche de l'entrefer, plus le phénomène est accentué. On peut citer quelques causes : harmoniques d'espace à vide en surface (stator et rotor), flux harmoniques différentiels de phase, flux harmoniques différentiels d'encoches (stator et rotor). Du même tableau, on peut calculer les pertes fer pour chaque bloc, à titre indicatif, en multipliant la valeur moyenne de la densité de puissance par le volume du bloc. Cependant, les informations importantes sorties de cette séquence sont les suivantes.

Comme la culasse et la denture ne font qu'un seul bloc, il est possible de mettre à jour l'hypothèse H2-4 ; c'est-à-dire, à vide est-ce que les pertes fer se répartissent à égalité entre le stator et le rotor ? Les résultats provenant des mesures (tableau 2.9) et des simulations donnent une réponse positive, alors H2-4 est conservée. Par contre, en observant les résultats lors de l'essai en charge, il est évident qu'en respectant H2-4, l'hypothèse H2-5 est à modifier. On est amené à dire que les pertes

supplémentaires se divisent à 57% au stator et 43% au rotor pour le moteur d'étude. Comme la répartition des pertes supplémentaires entre stator et rotor varie selon les caractéristiques de dimensionnement du moteur, on peut expliquer cette nouvelle hypothèse par les raisons suivantes (présence de réciprocity des phénomènes).

- La densité de courant n'étant pas forte dans les enroulements statoriques ( $3.3 \text{ A/mm}^2$ ), les pertes supplémentaires à fréquence fondamentale aux extrémités du circuit magnétique sont faibles.
- La conception du bobinage est telle que les développantes sont droites. Cette situation fait de sorte que le chemin parcouru par le champ de fuite d'extrémités est long diminuant ainsi son intensité, par conséquent les pertes qu'il engendre dans les tôles d'extrémités sont moindres.
- Le champ de fuite a une faible emprise sur le fer statorique de par sa géométrie. En effet, on remarque que la largeur de la culasse est le tiers ( $1/3$ ) de celle du fer statorique, donc il offre moins de surface d'attaque pour le champ.

Ces trois raisons font supposer que les pertes supplémentaires se retrouvent surtout au niveau des dents statoriques et rotoriques dans le cas du moteur d'étude. La quasi-uniformité de la densité de puissance déterminée expérimentalement (tableau 2.5) renforce ces constatations (sur  $S_1$ ,  $S_2$  et  $S_3$ ). On a donc le tableau 2.6 qui remplace une partie du tableau 2.2 (seulement pour les pertes fer).

Charge	Pertes fer avant changement d'hypothèses	Pertes fer après changement d'hypothèses	Lieu	$P_{\text{fer}}/P_{\text{fer.Tot}}$ %
100 %	536.44 W	692.60 W	Dans le fer statorique	53.9
75 %	481.94 W	568.64 W		53.3
50 %	444.94 W	483.98 W		52.6
25 %	421.69 W	430.97 W		52.2
100 %	748.56 W	592.40 W	Dans le fer rotorique	46.1
75 %	585.06 W	498.36 W		46.7
50 %	474.06 W	435.02 W		47.4
25 %	404.31 W	395.03 W		47.8

Tableau 2.6 Bilan de la répartition des pertes fer totales dans le moteur

#### 2.5.5 Élaboration des profils de répartition spatiale des pertes

L'attribution des pertes par bloc est faite. Pour vérifier la qualité du maillage, on a comparé le courant dans un conducteur calculé avec la partie éléments finis et celui circulant dans le circuit électrique. La concordance presque parfaite entre les deux valeurs est une indication de la qualité du maillage. La simulation en magnétodynamique a permis de voir la courbe de distribution de la densité de puissance, pour les pertes par courants de Foucault, dans chaque bloc (figures 2.12 et 2.13).

Il est probable que l'on procède à une modification du profil pour tenir compte des autres pertes non comprises lors des simulations. En effet, l'influence des pertes supplémentaires modifiera l'allure des profils obtenus par les simulations électromagnétiques où elles ne sont pas prises en compte.

Ces courbes sont reprises et traitées pour déterminer les coefficients des fonctions polynomiales les approchant le plus par la technique des moindres carrés.

La somme des pertes réparties suivant le profil dans chaque région doit être égale à celle qui lui a été attribuée. Pour chaque région ou bloc du moteur, des analyses sont faites pour mieux appréhender les paramètres et phénomènes pouvant influencer le profil. Les pertes sont donc réparties suivant des profils élaborés conjointement par simulation et des essais expérimentaux spécifiques.

Pour avoir une souplesse d'utilisation, un profil unitaire (en p.u.) est adopté pour chaque bloc du moteur ; chaque point de fonctionnement sera ainsi spécifié par une constante multiplicative propre à lui et donnant la somme de pertes dans cette région pour ce point de fonctionnement.

#### 2.5.5.1 Profil de répartition de pertes dans l'encoche

On adoptera une répartition spatiale uniforme dans le plan radial du moteur pour les conducteurs dans les encoches. Ceci est en conformité avec l'hypothèse H2-2 et au modèle thermique des encoches. Elle est valable du fait que les enroulements sont constitués de fils ronds de faible diamètre répartis d'une manière presque uniforme. La densité est donnée par la relation suivante :

$$q_s = \frac{P_{js}}{S_{er}} \quad (2.13)$$

$q_s$  : densité de puissance en  $W/m^3$ .

$S_{er}$  : section totale d'encoches.

Une application numérique pour le moteur d'étude est consignée dans le tableau 2.7 (considération de  $\frac{1}{4}$  du moteur) avec les valeurs provenant du tableau 2.2.

Charge en % de la charge nominale	Pertes Joule statorique mesurées pour ¼ du moteur (W)	Volume d'encoche utilisée (mm <sup>3</sup> )	Densité (W/mm <sup>3</sup> )
100	120.95	0.102 E+7	118 578.43
75	72.68		71 250
50	41.87		41 041.67
25	23.45		22 990.2

Tableau 2.7 Densité de pertes dans une encoche au stator

#### 2.5.5.2 Profil de répartition spatiale dans les barres rotoriques du moteur

Le cas des éléments de la cage du rotor est différent. La barre étant en élément massif (Fig.2.17), il est évident que l'effet de peau va perturber la distribution de la densité de courant, et par conséquent, celle de la puissance dans les barres. L'allure générale de la densité unitaire de puissance dans les barres est montrée sur la figure 2.18. Tout d'abord pour chaque phase (position relative du champ tournant), l'allure générale est identique.

Donc indépendamment de la position de la barre, le profil est le même. La variable pour le profil est la position radiale (le rayon). Elle est tracée suivant la ligne brisée ABC en supposant que la variation circonférentielle de la densité est négligeable dans une barre (la variation suivant la ligne DE de la figure 2.17 est simplement de 1.5%). La ligne brisée ABC n'est que les lieux où sont pris les échantillons et chaque point est défini par rapport au centre O (rayon). La trajectoire (ABC) est prise pour éviter une discontinuité de la fonction.

Pour les points de fonctionnement considérés dans l'étude, le profil ne change pas beaucoup de forme. En effet, entre le fonctionnement à 100% et à 50% par exemple,



le glissement passe de 1.55% à 0.73% ; ce qui fait que la pénétration des champs ne subit pas de très grands changements, et par conséquent, la répartition des pertes aussi. À une fréquence d'alimentation constante, la courbe est fonction de la forme de la barre, de la profondeur de pénétration et du point de fonctionnement du moteur. La prise d'une courbe unitaire permet, entre autres, d'adopter un seul profil pour tous les points de fonctionnement.

On sait que chaque barre est soumise à une répartition maximale de puissance à la vitesse du champ tournant. Tenant compte de l'allure de la courbe obtenue par simulation (figure 2.18) en magnétodynamique, une fonction polynomiale permet de l'approcher. On peut donc présenter la fonction sous la forme suivante :

$$p(x) = A * [p_1 x^n + p_2 x^{n-1} + \dots + p_n x + p_{n+1}] \quad (2.14)$$

$p$  : est la fonction unitaire et  $x$  la position radiale ;  $A$  : coefficient multiplicatif et  $p_i$  : coefficients de la fonction unitaire.

Les coefficients du profil sont déterminés à l'aide de la technique des courbes de tendance [27]. Les résultats et les courbes d'approche sont sur la figure Fig.2.18.

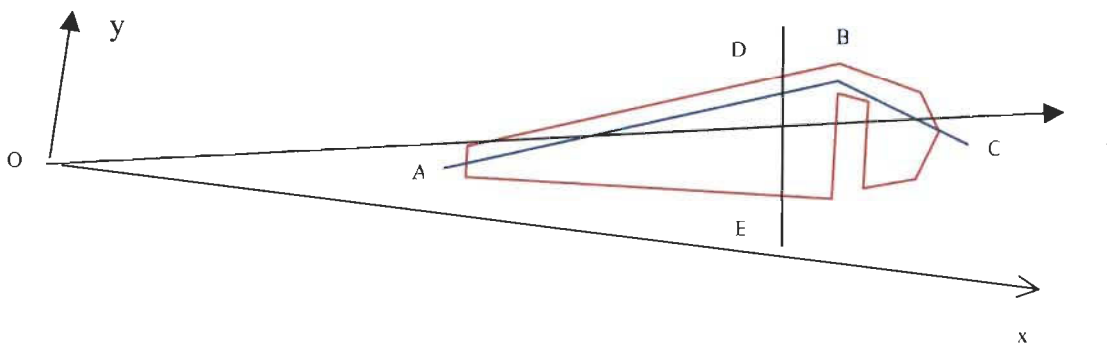


Fig.2.17 Forme d'une barre de la cage du rotor

L'expression de la fonction unitaire est comme suit :

$$PWD = A * (7 * E - 6 * r^3 - 0.0014 * r^2 + 0.1036 * r - 1.8019) \quad (2.15)$$

avec une corrélation  $R^2 = 0.9907$ .

PWD : puissance dans un élément (W), A : facteur multiplicatif.

Pour les points de fonctionnement répertoriés dans le tableau 2.2, on résume dans le tableau 2.8 les différentes valeurs de A pour la barre.

Charge	Facteur multiplicatif A
100 %	176 994.485
75 %	93 366.368
50 %	41 049.926
25 %	9 453.922

Tableau 2.8 Différentes valeurs du facteur multiplicatif A

Du côté du logiciel Flux2D, un module utilisateur est utilisé pour tenir compte de ce choix d'entrée de la source de chaleur pour le modèle thermique. La valeur de la densité de pertes réelle assignée à un élément de la géométrie porte le nom PWD. Elle est définie par rapport à la position de l'élément, c'est-à-dire, par rapport à sa distance du centre (rayon). On appelle la table des coefficients par (UCOEF).

Le nombre de coefficients du polynôme à utiliser fait partie de la dimension de UCOEF. Pour un polynôme d'ordre n, on définit (n+1) paramètres. Un exemple de sous-programme utilisé dans ce travail est donné en annexe 4 (en langage Fortran).

Les coefficients sont à rentrer lors de l'assignation des propriétés physiques (module PROPHY).

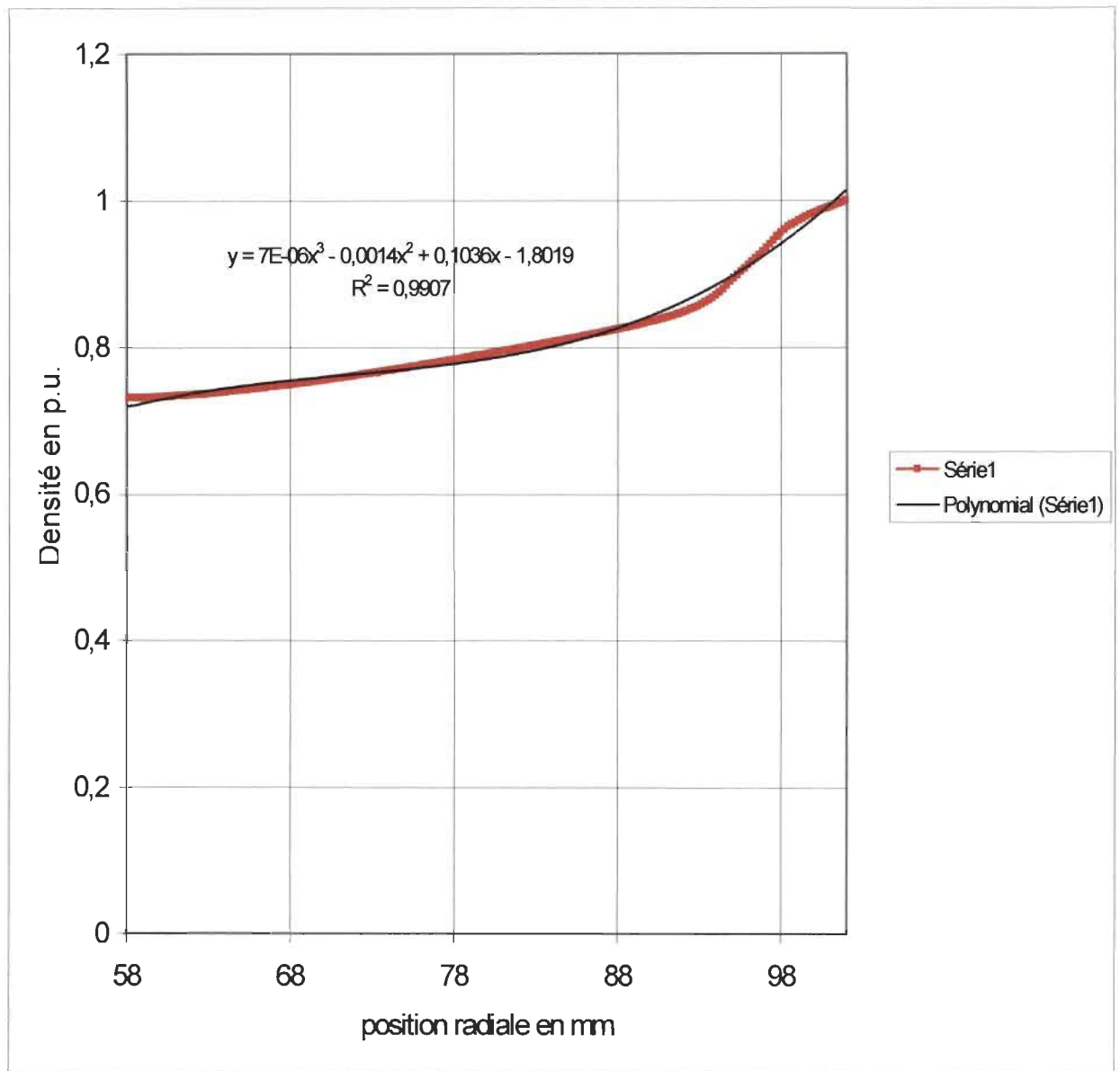


Fig.2.18 Allure typique de la densité de puissance dans les barres en p.u.

(Série 1) : profil unitaire suivant ABC et le polynôme d'approche  
glissement = 1.55% et 100% de la charge nominale

### 2.5.5.3 Profil de répartition spatiale dans le fer statorique du moteur

La même procédure est adoptée pour la détermination du profil de répartition spatiale de la densité des pertes fer dans le stator. On connaît la quantité de pertes de puissance produite dans le bloc par mesure, il reste à élaborer le profil de répartition.

Comme le montre les différentes formulations des pertes fer, en particulier leur densité respective (2.1), les deux principales composantes évoluent de la même manière par rapport à la densité de flux  $B$ . Quantitativement, les deux pertes (par courants de Foucault et hystérésis) varient identiquement dans l'espace géométrique du moteur, suivant une ligne radiale. Le profil de l'ensemble épouse donc celui des pertes fer par courants de Foucault et un seul profil suffit à les présenter sur un rayon partant de la tête de la dent jusqu'au diamètre extérieur de la culasse (la dent et la culasse ne faisant qu'un seul bloc). Si on se réfère à l'expression accompagnant le logiciel concernant les pertes fer (2.1), on remarque que le troisième terme (pertes en excès) est moins important que les deux premiers, donc il ne modifie pas trop le profil adopté.

Les courbes sorties des simulations (fig.2.12 et 2.13) ne tiennent pas encore compte de l'influence des autres phénomènes, telles que les pertes supplémentaires en charge. Ces dernières se produisent en grande partie dans les têtes des dents dans le cas du moteur d'étude (pertes surfaciques), et en alimentation sinusoïdale, elles sont dues aux harmoniques d'espace et de saturation. Par rapport aux pertes estimées par simulation, elles se superposent à ces dernières (fig.2.19). Alors, on modifie la courbe en conséquence (Fig.2.20).

Si on analyse l'allure de la distribution des pertes fer dans le stator obtenue par la fonction analytique, on a un profil à base d'une fonction tangente hyperbolique

décroissante [9]. Et cette forme se retrouve dans le profil des pertes par courants de Foucault. L'approche par des fonctions polynomiales est donc très compliquée si on veut reproduire exactement l'allure initiale (ordre trop élevé, mauvaise corrélation), il est plus censé d'adopter un profil plus simple (2.15).

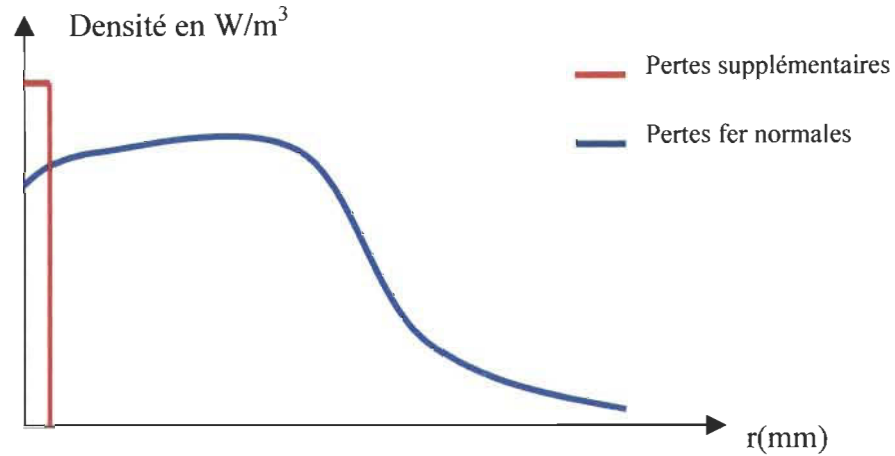


Figure 2.19 Courbes des pertes fer normales et supplémentaires au stator

Dans l'utilisation des profils lors des simulations, un seul profil est utilisé pour chaque bloc et on utilise un facteur multiplicatif A. La fonction de répartition des pertes fer statorique est donc :

$$PWD = A * (-1.6076 * E - 5 * r^3 + 6.16 * E - 3 * r^2 - 0.78981 * r + 34.495) \quad (2.16)$$

Cette première introduction des pertes supplémentaires sert d'investigation, car d'autres améliorations peuvent être apportées. La courbe représentée par la fonction (2.15) est implantée de la même façon que celle des barres rotoriques.

On résume dans le tableau 2.9 les différentes valeurs de A.

Charge	Facteur multiplicatif A
100 %	219 654
75 %	182 390
50 %	144 822
25 %	123 118

Tableau 2.9 Différentes valeurs du facteur multiplicatif A pour (2.16)

Les courbes de la figure 2.20 montrent les profils unitaires pour différents points de fonctionnement.

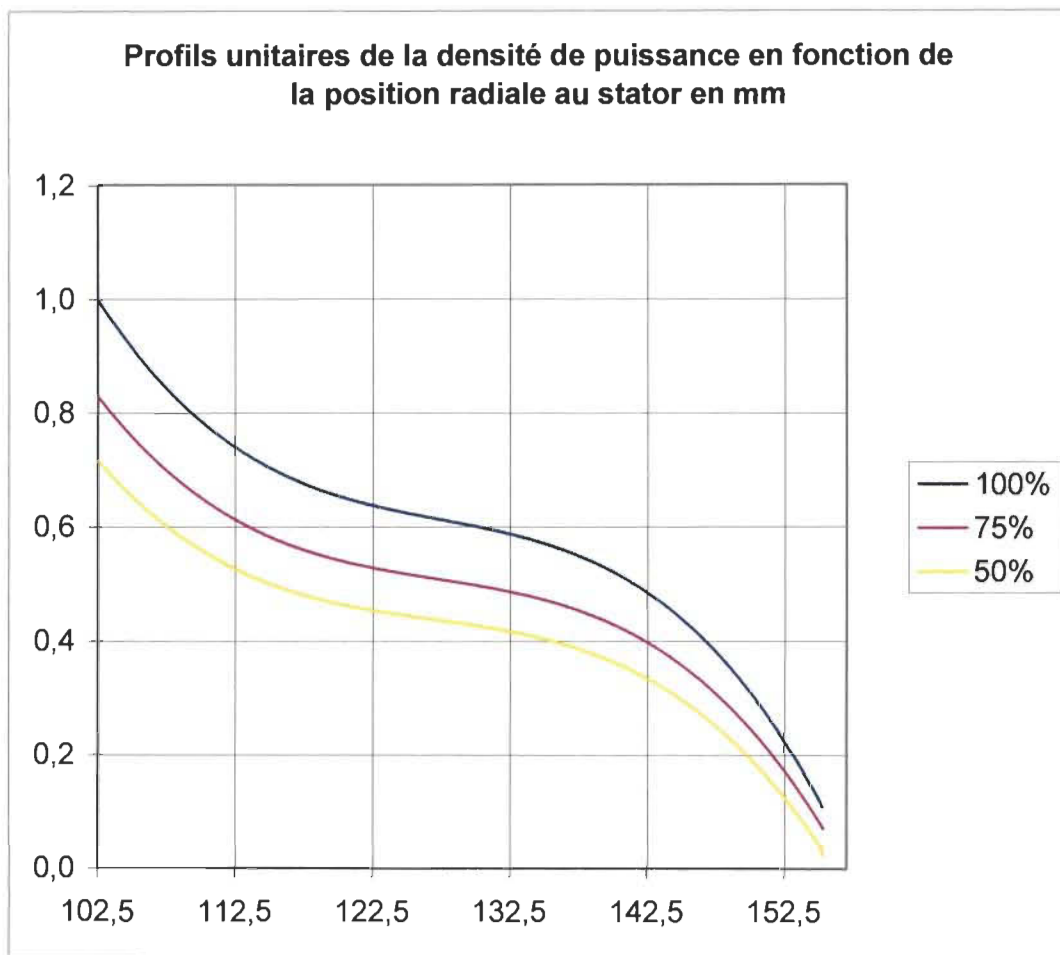


Fig.2.20 Profils unitaires adoptés pour la répartition des pertes fer au stator  
(normalement un seul profil suffit et on joue sur le coefficient A)

#### 2.5.5.4 Profil de distribution spatiale dans le fer rotorique du moteur

Pour le rotor, on suit la même procédure que pour le fer statorique. La fonction polynomiale de répartition s'exprime par :

$$PWD = A * (8.7266 * E - 6 * r^3 - 1.8922 * E - 3 * r^2 + 0.1388 * r - 2.8764) \quad (2.17)$$

Le choix d'un polynôme de troisième degré s'explique par le fait que le logiciel Flux2d prend mal un coefficient très faible ( $E-10$ ), ceci engendre une matrice singulière.

Et comme il faut tenir compte aussi des pertes supplémentaires, la densité près de l'entrefer doit être plus accentuée (figure 2.21). Ainsi, la courbe la plus proche des résultats de ces constatations est celle de troisième degré (figure 2.22).

Charge	Facteur multiplicatif A
100 %	140 071
75 %	79 530
50 %	37 689
25 %	9 237

Tableau 2.10 Différentes valeurs du facteur multiplicatif A pour (2.16)



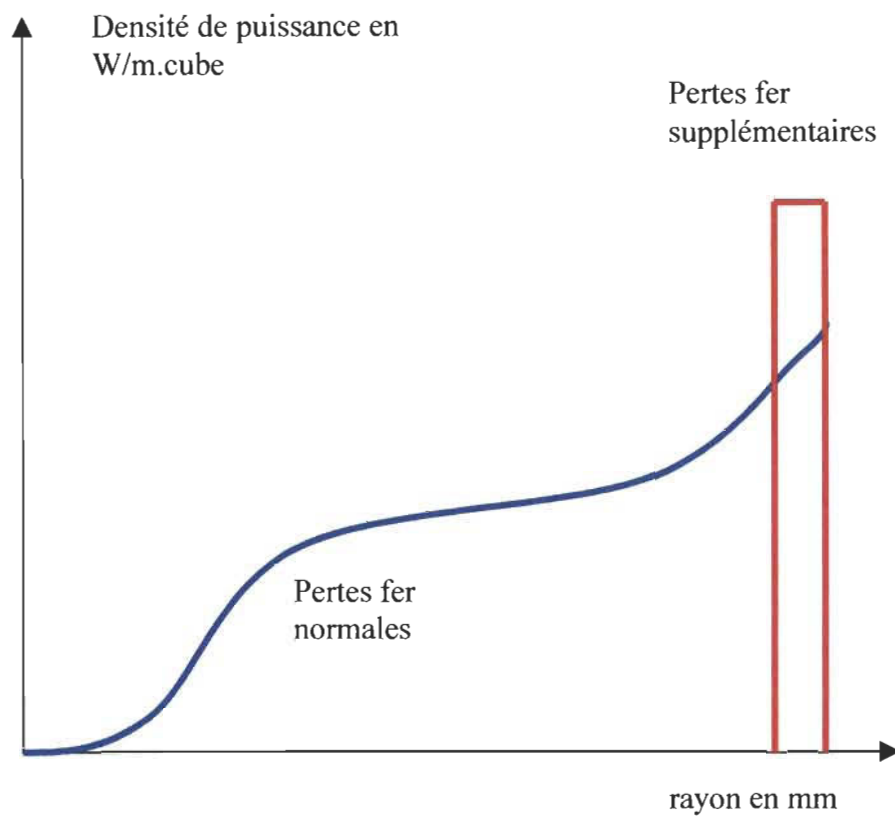


Figure 2.21 Présentation imagée des pertes fer normales et supplémentaires au rotor

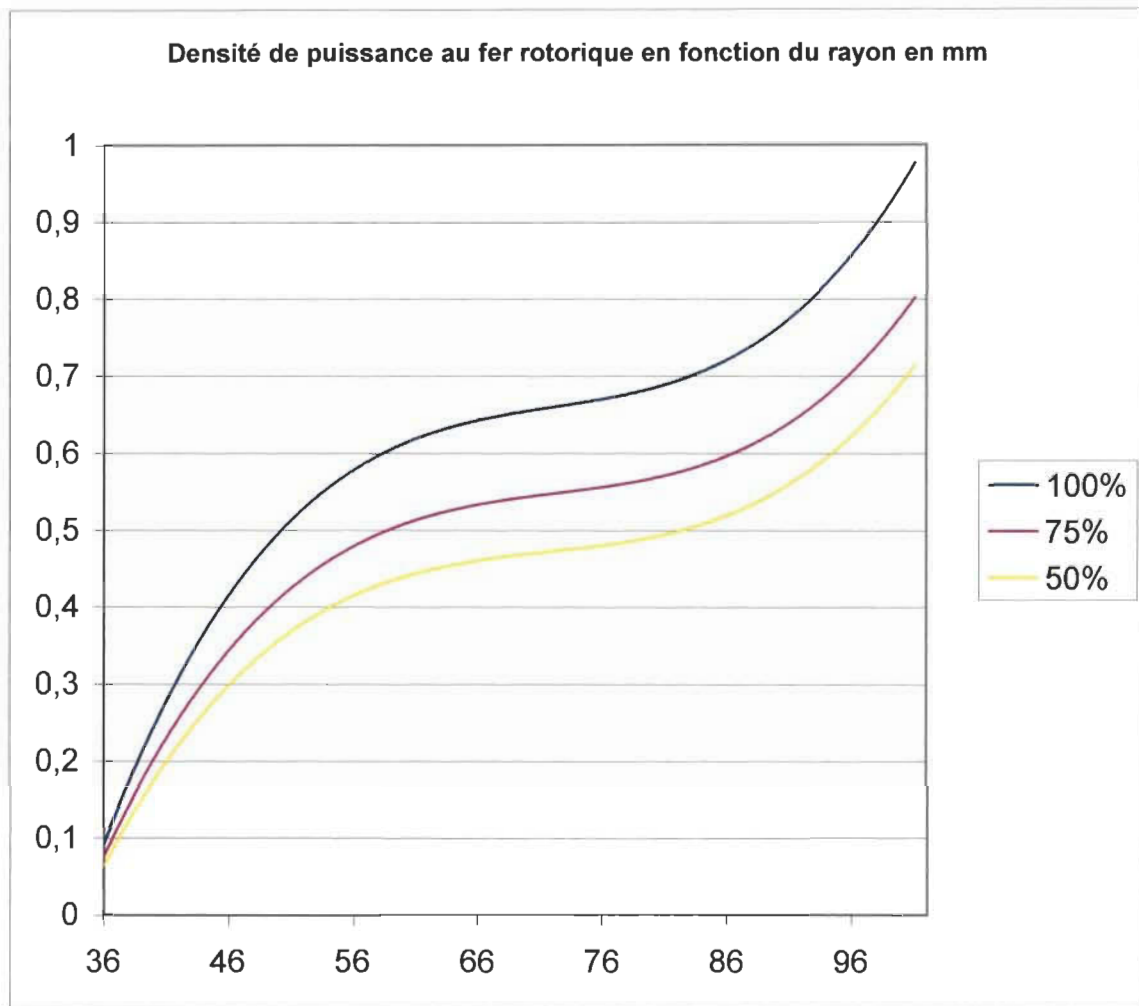


Fig.2.22 Profils adoptés de la densité de puissance dans le fer rotorique pour 100, 75 et 50 % de la charge nominale.

### 2.5.6 Récapitulation

On a défini un profil pour chacun des trois blocs considérés du moteur (fer stator, fer rotor, barre rotorique). Pratiquement, un seul sous-programme utilisateur suffit pour représenter tous les trois dans Flux2D car il suffit de changer les coefficients pour chaque point de fonctionnement. Comme on a le même type de fonction (polynomiale), on écrit le sous-programme relativement à la fonction qui est de plus haut degré. Et lors du lancement du module PROPHY, on donne les coefficients correspondants à chaque profil. Si un ordre quelconque du polynôme ne doit pas figurer dans le profil en exécution, on lui attribue un coefficient nul.

## 2.6 Calage des profils

Cette opération consiste en réalité à faire coïncider certains points de la courbe de distribution à des points de référence expérimentaux, concernant le densité de puissance.

Si on fait un recouplement entre les valeurs de la densité aux points de référence (mesure température-temps) et celles obtenues par la fonction unitaire, on peut dire que l'erreur n'est pas énorme (5% au maximum). Ce recouplement (sans correction) est fait comme suit : on prend la densité moyenne obtenue au moyen de la méthode température-temps (de la denture au rayon  $R_1$ , de densité  $D_1$ ) et en la rapportant dans la fonction unitaire pour un autre point (de la culasse  $R_2, D_2$ ), on doit retrouver une valeur avoisinant celle obtenue indirectement par mesure (aux points  $R_2, D_2$ ). Comme les thermocouples de référence sont dans la dent et dans la culasse, on a testé sur ces deux points. Un résumé de ce recouplement est donné dans le tableau 2.11 pour un point de fonctionnement.

Rayon (mm)	$P_{\text{més}}(\text{W/m}^3)$	$P_{\text{cal}}(\text{W/m}^3)$	Écart (%)	Charge (%)
R1 = 121	D1 = 102 890	108 376	5	100
R2 = 143	86 684	D2 = 84 775	2.25	

Tableau 2.11 Écart entre valeurs de mesure et profil (charge nominale)

Avec :  $U=p(R)_{R=121 \text{ mm et } R=143 \text{ mm}}$  ;  $P_{\text{norm}} = A * p(r)$  : la densité en valeur normale.

L'écart observé, indépendamment de la densité prise comme référence (culasse ou dent), montre une bonne approche de la fonction de distribution spatiale des pertes fer au stator. Bien sûr, au rotor, on n'a pas pu faire la même vérification, mais il est clair que la méthode d'approche est correcte. Une des causes évidentes de cet écart est l'attribution des pertes supplémentaires qui doivent être normalement très concentrées à la tête de la denture. Et comme un profil satisfaisant cette réalité n'a pas pu être obtenu, une partie de ces pertes ont fait augmenter la densité d'approche dans les parties loin de la tête des dents. Mais, tenant compte des précisions des thermocouples et des calculs de la pente initiale ainsi que de celles des profils eux-mêmes, les écarts du tableau 2.11 sont très acceptables, et ne constituent pas une source potentielle d'erreur au niveau des températures.

Charge	Facteur multiplicatif A avant calage	Facteur multiplicatif A après calage
100 %	219 654	197 040
75 %	182 390	163 612
50 %	144 822	130 000
25 %	123 118	110 520

Tableau 2.12 Révision de la valeur du coefficient A avant et après calage

L'équation du profil de la répartition spatiale de pertes fer statoriques (2.16) devient alors (2.18).

$$PWD = A(-2.142E-5 * r^3 + 8.3957E-3 * r^2 - 1.09769 * r + 48.37292) \quad (2.18)$$

La figure 2.23 montre l'évolution du profil de distribution des pertes fer au stator.

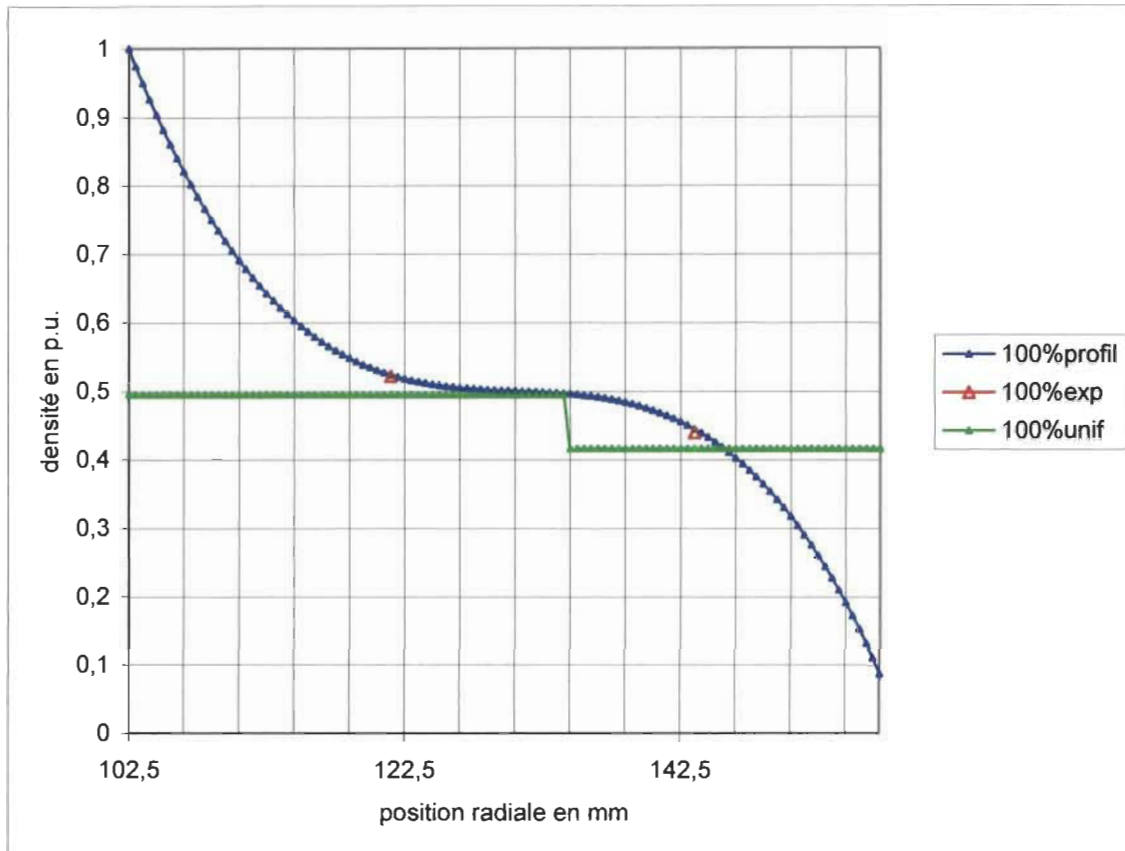


Figure 2.23 Différents profils après calage par rapport aux points de référence dans la dent et dans la culasse

## 2.7 Recommandations

- Par souci de minimiser le problème engendré par la démarche, un compromis doit être pris au niveau de la précision de l'approximation de la courbe adoptée par rapport à celle obtenue par simulation. En effet, une bonne corrélation n'est plus obtenue pour un polynôme d'ordre supérieur à 6 [27]. Les contraintes

apparues au niveau du logiciel de traitement du modèle thermique (Flux2D) imposent aussi une certaine limite sur le degré du polynôme. Car plus on augmente la puissance de la fonction de tendance, plus la valeur de certains coefficients devient très faible. Si le rapport entre les valeurs des coefficients est trop grand ( $10^{10}$ ), il introduit un mauvais conditionnement des matrices lors de la résolution du problème occasionnant son arrêt. D'ailleurs, les courbes polynomiales de degré supérieur à 4 ne reflètent aucune réalité de distribution de pertes.

- L'identification des différents paramètres des fonctions proposées doit vérifier la concordance avec la somme des pertes allouées à chaque bloc.
- À propos des essais, pour éviter que l'air de refroidissement provenant du moteur d'entraînement vienne perturber le milieu moteur/air ambiant, on a intercalé entre les deux un panneau d'isolement.
- Il faut être conscient de la sensibilité des valeurs de la densité par rapport au choix des temps de mesure (période de prise de température, temps considéré lors du calcul de la pente à l'origine). Cette recommandation trouve son importance principale dans le cas où les résultats vont servir comme données principales d'entrée pour le modèle thermique et non comme données d'affinage ou de contrôle (éviter un temps long pour que la diffusion de chaleur n'ait pas le temps de s'établir).
- Pour tenir compte de l'introduction des pertes fer supplémentaires dans un profil, on modifie la forme de la courbe dans la région où les pertes se manifestent d'après l'analyse du phénomène responsable.

- On tient à signaler que pour le fonctionnement à vide, la distribution des pertes ne suit pas ces profils, à cause de l'absence des pertes supplémentaires.

## 2.8 Conclusion

Une nouvelle approche mathématique de la répartition spatiale des pertes dans le moteur asynchrone est proposée, et plus particulièrement pour les pertes fer et les pertes dans les barres. Une application pratique est faite, associée à une phase d'affinage. En réalité, si on observe l'approche détaillée dans ce chapitre, c'est une discrétisation de la source de chaleur répartie sur chaque élément de la géométrie que l'on fait. On a pu rectifier certaines hypothèses sur la répartition des pertes fer entre le stator et le rotor. En effet, le choix des pourcentages lors de la répartition des pertes fer dépend du type de construction du moteur, de sa puissance et éventuellement du type de source d'alimentation utilisée.

L'affinage des fonctions de répartition des pertes est fait avec succès, car l'utilisation des systèmes de mesure performants et du traitement numérique ont permis d'avoir de bons résultats aidant ainsi d'une manière concrète à l'élaboration des fonctions de distribution des densités de puissance.

L'apport des pertes supplémentaires par rapport aux pertes à vide se concrétise par l'augmentation de la pente de la courbe dans les régions concernées. L'hypothèse sur l'uniformité de la distribution des pertes par bloc est remplacée par l'adoption des profils de distribution. L'hypothèse H2-3 sera adoptée car on n'a pas pu la vérifier de la même façon que H2-4.

On va utiliser des sous-programmes introduits à l'aide du module « utilisateur » de Flux2D pour tenir compte des expressions proposées pour chaque région. Ces résultats au niveau de la source de chaleur vont servir de données d'entrée pour la simulation thermique.

Quant à la problématique de l'effet du 3-D sur l'approche en 2-D (effets des extrémités et autres), les mesures indirectes des densités de puissance (résumées dans le tableau 2.5) ont montré que pour le type de moteur à l'étude, ces effets ont une incidence mineure. Évidemment, ce n'est pas le cas pour toutes machines électriques.

Le chapitre suivant consiste à l'élaboration du modèle thermique et au calage de certains paramètres thermiques.



## **Chapitre 3**

### **MODÉLISATION DES TRANSFERTS DE CHALEUR DANS LE MOTEUR ET VERS L'EXTÉRIEUR**

#### **3.1. Introduction**

Une machine électrique tournante et son environnement définissent un système constitué de corps solides et généralement d'un seul fluide, dans lequel le passage de courants électriques et le mouvement de rotation s'accompagnent de pertes d'énergie qui se traduisent par la transformation d'une partie des énergies électrique et mécanique en énergie thermique et donc par des élévations de la température à l'intérieur de certains éléments.

L'évolution vers l'équilibre thermique se fait par transfert de chaleur, essentiellement par conduction thermique, des parties actives généralement internes, où elle est générée, aux parties externes ou en contact avec l'extérieur, où elle est cédée au milieu environnant par convection et rayonnement. L'échauffement des éléments internes de la machine qui résulte de cette production de chaleur est d'autant plus important que les échanges à l'intérieur et l'aptitude à céder de la chaleur à l'extérieur sont faibles. Un des principaux problèmes de la construction et de l'exploitation des machines électriques est donc la réalisation et le fonctionnement d'un système de refroidissement efficace qui facilite ces échanges.

Les configurations des systèmes de refroidissement sont d'ailleurs très diversifiées et elles dépendent du type de la machine considérée, de sa puissance et du prix de revient souhaité. Concernant le moteur à l'étude, le refroidissement, par autoventilation, s'effectue directement à la surface des différentes parties constitutives de la machine sans autre artifice spécial qu'une simple adaptation par adjonction d'ailettes. La détermination des échanges est alors beaucoup plus complexe.

Pour permettre de cueillir des informations de qualité sur le comportement thermique du moteur, il est nécessaire de s'appuyer sur une bonne connaissance des propriétés thermiques de ses éléments afin d'en déduire, avec finesse, les principaux chemins d'évacuation des pertes des éléments actifs vers l'extérieur. On peut citer :

- *l'évacuation radiale* : c'est sans nul doute le chemin le plus important. Le transfert des calories se fait à travers les circuits magnétiques rotorique et statorique et à travers l'entrefer.
- *l'évacuation transversale* : - à partir du bobinage statorique, à travers les têtes de bobines et les cavités frontales et vers la carcasse.  
- à partir du fer rotorique, anneaux de court-circuit, à travers l'arbre du moteur.

L'importance relative des différentes conductances intervenant le long du trajet dépend des détails de construction du moteur, et aussi de sa taille. L'observation du gradient de température lors d'un essai en charge nominale permet de voir où se produit la chute de température la plus importante. Ce genre d'analyse permet de cibler les conductances que l'on doit déterminer avec le maximum de précision. Et associée à la connaissance de détails de construction du moteur, elle permet, non

seulement de justifier la méthode d'analyse utilisée, mais d'émettre des hypothèses plus réalistes.

S'il est aisé de trouver dans la littérature les conductivités thermiques individuelles des matériaux utilisés dans la construction d'un moteur, ainsi que leurs lois de variation en fonction de la température, il n'en est pas de même pour une combinaison de ces matériaux, par exemple la partie disposée dans l'encoche. En effet, plusieurs matériaux de différentes propriétés s'y trouvent, et vu leurs dimensions, il est très difficile de les représenter séparément lors d'une simulation (problème de maillage et de mémoire).

Les paramètres thermiques définis dans cette application sont des grandeurs déterminées à partir des propriétés thermophysiques et des dimensions géométriques du moteur. Leur dépendance à la température sera décrite autant qu'il est possible par des lois à variation linéaire. Pour les paramètres équivalents à un ensemble de matériaux, leur détermination tient compte de la température de validation du fonctionnement. En effet, il est difficile de prédire le comportement thermique d'un ensemble de matériaux aux propriétés thermophysiques très différentes : c'est le cas de l'encoche.

Des essais sont faits pour une détermination expérimentale de certains paramètres. Les familles d'essais nécessaires sont résumées dans le tableau 3.1 avec les objectifs attendus.

		Conductance d'entrefer	Conductance d'encoche	Conductance convective externe	Conductance de contact
Simulations de fonctionnement en entraînement à vide		Contrôle de la conductance d'entrefer			Estimation
Simulations en alimentation en courant continu			Ajustement des valeurs théoriques		Estimation
Simulations en charges variables *				Vérification de la valeur théorique	

• : pour validation.

Tableau 3.1 Tableau des essais prévus

Comme il a été spécifié, les types d'essais à faire ne doivent pas créer une interférence entre le calage et la validation des paramètres du modèle.

Cependant, certains paramètres ne pourront être vérifiés qu'avec des essais en charge, tels que les conductances convectives. Ceci est dû au fait qu'il faut une variation notable de la température pour les ajuster. Donc, il est possible que quelques essais en charge soient utilisés à cette fin.

### 3.2 Représentation des transferts thermiques dans le moteur d'étude

On peut présenter les différents mouvements de transferts de chaleur dans le moteur par la Fig.3.1. Les grandeurs thermophysiques sont dans l'annexe 2. Ces données sont utilisées pour le calcul théorique des paramètres thermiques. Elles sont introduites aussi dans le module banque de données des matériaux de Flux2D. Elles sont utilisées lors de l'assignation des propriétés aux différentes régions dans le module Prophy.

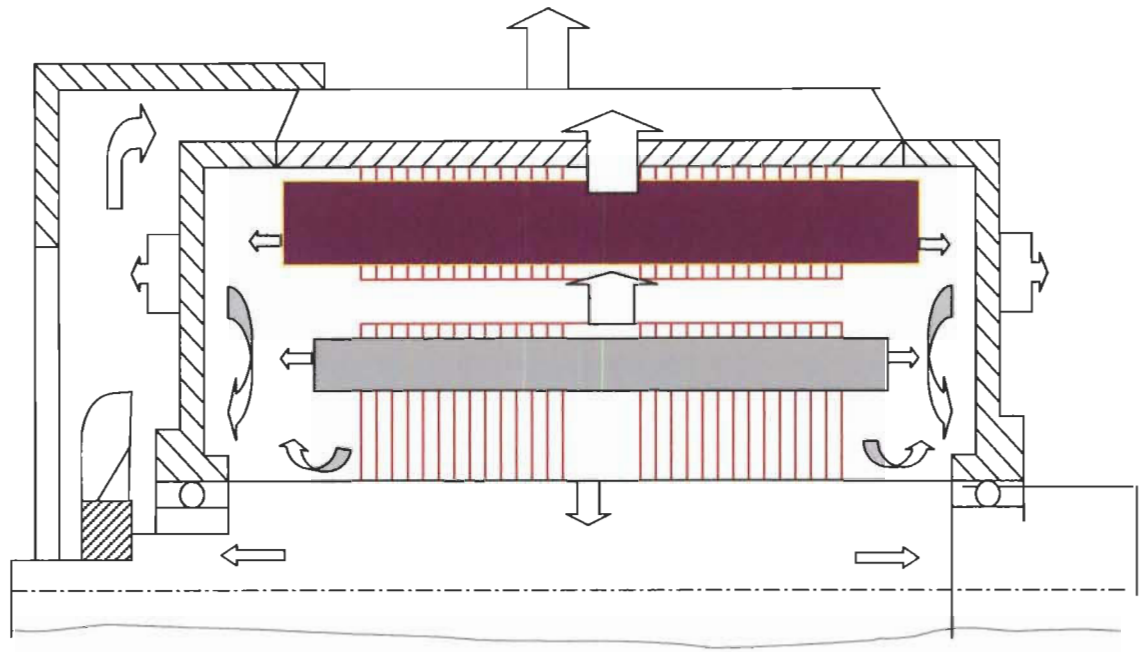


Fig.3.1 Moteur, vue longitudinale (axial)



ou



signifie un mouvement dans les deux plans axial et radial

Dans le cas des moteurs fermés à autoventilation extérieure (TEFC), les considérations suivantes sont observées :

\* l'air emprisonné dans les cavités extrêmes intérieures du moteur est faiblement brassé par des petites ailettes issues de l'anneau du rotor. Les développantes occupent une grande partie du haut de la cavité. Il en résulte que le transfert de chaleur est faible. De même, l'influence du ventilateur externe sur ces cavités est faible, car l'air soufflé n'agit que sur la surface extérieure de l'une des flasques. L'air dans les cavités ne sert donc que d'intermédiaire entre les différentes surfaces internes. La figure 3.2 montre la variation de la température dans le sens axial du moteur (8°C pour la charge nominale d'une développante à une autre). En observant

ce qui est dit ci-dessus et l'écart de température entre les points de mesure, on peut supposer que le transfert de chaleur des cavités vers l'intérieur ou vice-versa est négligeable (à travers les enroulements et le fer), c'est **l'hypothèse H3-1** ;

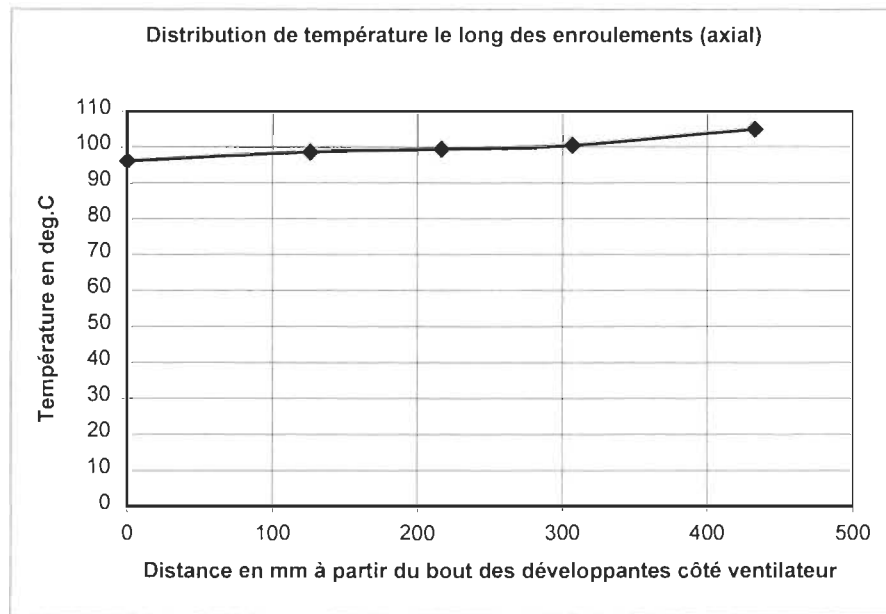


Fig.3.2 Allure de la température suivant l'axe du moteur  
(données expérimentales)

- le transfert radial de chaleur à travers le fer est très prépondérant, dû à sa grande conductivité. Alors, on peut dire que seules les pertes Joule dans les développantes sont transférées au milieu ambiant à travers l'air dans la cavité, les flasques et une partie de la carcasse : c'est **l'hypothèse H3-2** (on note qu'elle est en conformité avec H3-1);

- à cause de l'absence de flux de chaleur circonférentiel dû à la symétrie, les conditions aux limites de Neumann sont appliquées sur les lignes de symétrie radiales (c'est l'**hypothèse H3-3**) ;
- la position du rotor est supposée n'avoir aucune influence sur le transfert de chaleur entre le rotor et le stator (**hypothèse H3-4**). Il transfère sa chaleur radialement au stator à travers l'entrefer dans sa plus grande partie.

La surface essentielle d'échange avec l'environnement est celle de la carcasse elle-même, augmentée d'ailettes sur lesquelles circule le flot d'air brassé par le ventilateur monté en bout d'arbre. Axialement, le transfert de chaleur par le biais de l'arbre ne peut être que limité compte tenu des surfaces d'échanges réduites et des modes existants (rayonnement et convection). Le transfert par conduction étant supposé négligeable ou bien il est équilibré par la chaleur produite par le frottement.

Cependant, un échange par rayonnement entre les différentes surfaces internes délimitant des enceintes fermées est possible et il se superpose à la convection. En tenant compte des configurations d'échange et du fait que l'étude se fait en 2D, une étude des divers modes de transfert dans le moteur et avec l'environnement est développée dans les paragraphes qui suivent.

L'échange de fluide étant pratiquement inexistant avec l'extérieur et le mouvement de celui-ci à l'intérieur de la cavité restreinte, le transfert de la chaleur à l'intérieur d'un moteur est donc essentiellement assuré par la conduction dans les éléments solides. Le rayonnement et les échanges par convection sont pris en compte comme des solutions de continuité du flux de chaleur sur les surfaces délimitant les éléments solides. Par conséquent, l'analyse thermique en 2D est applicable pour ce type de

moteur et donnera certainement de bons résultats. Les équations qui régissent les différents phénomènes seront développées dans un référentiel bi-dimensionnel (2D).

### 3.3. Transfert de chaleur par conduction

Ce mode de transfert est régi par une équation établie dans le cas d'un milieu homogène anisotrope en considérant un élément du moteur de volume  $dV$ .

La loi de Fourier sur le transfert conductif s'écrit :

$$q = -k.grad(T) \quad (3.1)$$

$q$  : densité de flux de chaleur ( $W/m^2$ )

$k$  : conductivité thermique ( $W/mK$ );  $T$  : température (K)

Pour un élément solide de volume  $dV$ , le bilan énergétique total pendant  $dt$  s'écrit comme suit :

$$\rho.Cp \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial q'}{\partial t} + \left[ k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right] \quad (3.2)$$

$\frac{\partial q'}{\partial t}$  : chaleur produite par unité de volume (densité) et de temps

Ce mode de transfert se rencontre dans toutes les parties solides du moteur, et dans certaines parties où l'analyse incite à l'utiliser plutôt que d'autres modes. Un cas particulier de conduction se trouve au niveau de l'encoche.



### 3.3.1 *Modélisation de l'encoche*

#### 3.3.1.1 Introduction

L'estimation de la conductivité thermique équivalente des éléments se trouvant dans les encoches joue un grand rôle dans la modélisation thermique du moteur.

En effet, les propriétés thermophysiques de ces éléments sont très différentes (cuivre, émail, air, papier isolant). Les hypothèses sur la conductivité thermique du cuivre infinie devant les autres conductivités et/ou la non prise en compte de l'air ont été toujours adoptées dans la recherche d'une conductivité thermique équivalente. Pour le modèle de l'encoche utilisé dans cette étude, on cherche à conserver l'équivalence du point de vue macroscopique sans perdre les propriétés microscopiques (individuelles) de chaque matériau. C'est une technique utilisée pour l'étude de comportement thermique des câbles de transport d'énergie souterrains [28].

L'utilisation de l'analyse par éléments finis avec un ensemble de conducteurs ronds est très difficile à cause des contacts très ponctuels entre fils. Or l'angle le plus faible accepté par la technique dans un élément triangulaire est de 15 degrés [5]. Il est donc nécessaire de chercher un modèle équivalent à l'ensemble des matériaux de l'encoche. L'utilisation de cette technique [28] assure une certaine équivalence entre les effets individuels et de l'ensemble.

### 3.3.1.2 Conductivités thermiques transversale et longitudinale

Dans l'encoche, les conducteurs sont isolés mutuellement par une couche d'émail, et les parties restantes sont constituées d'air (Fig.3.3). Le tout est séparé de la partie fer par une couche d'isolant et une couche mince d'air. On peut associer à cette considération individuelle une autre que l'on peut dire macroscopique pour l'ensemble [28]. Les valeurs des conductivités ainsi déduites doivent assurer une certaine équivalence entre les modèles microscopique (individuel) et macroscopique. Pour le modèle, chaque conducteur de rayon  $r_1$  est entouré d'un isolant de rayon extérieur  $r_2$  ou de plusieurs matériaux isolants de rayon  $r_i$  et le tout entouré d'une couronne d'air de rayon  $r_n$  (Fig.3.4). La distribution des conducteurs ainsi constituée a une densité de répartition uniforme dans l'encoche. On obtient un système homogène et isotrope de la figure 3.5 (technique de l'homogénéisation). C'est cette technique qui sera appliquée dans le cas présent.

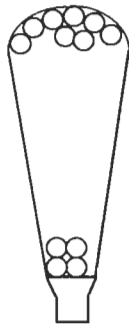


Fig.3.3 Faisceau de conducteurs

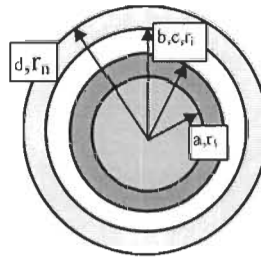


Fig.3.4 Fil constitutif



Fig.3.5 Équivalence  
constitutive

En définissant  $\delta_i$  par :

$$\delta_i = \frac{\sum_{j=1}^{i-1} \alpha_j}{\sum_{j=1}^i \alpha_j} \quad i = 2, \dots, n \quad (3.3)$$

$\alpha_j$  : pourcentage de la surface transversale du matériau  $j$  par rapport à la section transversale totale.

En supposant l'uniformité du gradient de température et la continuité de la composante radiale de la densité de flux thermique, on peut avoir la relation de récurrence suivante pour la conductivité thermique transversale [28]:

$$k_{leq} = k_1 \quad (3.4)$$

où  $k_1$  est la conductivité thermique du noyau de rayon  $r_1$  (cuivre).

$$\beta_i = \frac{k_{i-1,eq} - k_i}{k_{i-1,eq} + k_i} \quad 1 < i \leq n \quad (3.5)$$

$$k_{i,eq} = k_i \cdot \frac{1 + \beta_i \cdot \delta_i}{1 - \beta_i \cdot \delta_i} \quad 1 < i \leq n \quad (3.6)$$

$$k_T = k_{n,eq} \quad 1 < i \leq n \quad (3.7)$$

À titre indicatif, en considérant un gradient de température longitudinal uniforme et identique, on obtient la conductivité équivalente longitudinale :

$$k_L = \sum_{i=1}^n k_i \alpha_i \quad i = 1, 2, \dots, n. \quad (3.8)$$

### *Capacités calorifiques*

La capacité calorifique équivalente de l'ensemble existant dans l'encoche est déduite proportionnellement à la section ou au volume occupé par chaque élément et à leurs capacités calorifiques propres :

$$C_{peq.} = \sum C_{pi} * v_i \quad (3.9)$$

$v_i$  : rapport du volume partiel occupé par le matériau i sur le volume total.

$C_{pi}$  : capacité calorifique de l'élément i.

La validité de l'équation (3.9) est bonne si la différence de température n'est pas grande entre les différents éléments, ici c'est le cas. Toutefois, en régime établi, cette équation n'a pas d'importance.

### ***Application numérique :***

La procédure récurrente se traduit comme suit :

#### *\* Étape 1*

- section d'encoche : 298.852 mm<sup>2</sup>,
- Cuivre  $\longrightarrow$  1 :  $k_1 = 379$  ,  $\alpha_1 = 0.461745871$ ,
- émail  $\longrightarrow$  2 :  $k_2 = 0.86$  ,  $\alpha_2 = 0.000132141$ ,
- isolant d'encoche  $\longrightarrow$  3 :  $k_3 = 0.28$  ,  $\alpha_3 = 0.028435139$ ,
- isolant de bobines  $\longrightarrow$  4 :  $k_4 = 0.15$  ,  $\alpha_4 = 0.061494799$ ,
- air  $\longrightarrow$  5 :  $k_5 = 0.036$  ,  $\alpha_5 = 0.44819205$ ,
- $\delta_2 = 0.999713905$  ,  $\delta_3 = 0.942006167$  ,  $\delta_4 = 0.888557606$  ,  $\delta_5 = 0.55180795$ .

*\* Étape 2 (itération)*

- $\beta_2 = 0.995472019 \longrightarrow k_{2\acute{e}q} = 356.52 \text{ (W/m}^\circ\text{C)},$
- $\beta_3 = 0.9984305 \longrightarrow k_{3\acute{e}q} = 9.136 \text{ (W/m}^\circ\text{C)},$
- $\beta_4 = 0.967693811 \longrightarrow k_{4\acute{e}q} = 1.99 \text{ (W/m}^\circ\text{C)},$
- $\beta_5 = 0.968552053 \longrightarrow k_{5\acute{e}q} = 0.105 \text{ (W/m}^\circ\text{C)}.$

La valeur de la conductivité thermique transversale obtenue par cette technique est donc de 0.105 W/m°C, tandis que celle longitudinale est de 175.05 W/m°C .

Pour une bobine insérée dans une encoche, les conducteurs ne peuvent pas être toujours perpendiculaires à la section transversale de l'encoche. Il est alors nécessaire de corriger la valeur de la conductivité thermique transversale. Une telle correction peut se faire en utilisant la combinaison des conductivités transversale et longitudinale. On obtient alors [28] :

$$k_{TC} = k_T \cos^2 \gamma + k_L \sin^2 \gamma \quad (3.10)$$

avec  $k_{TC}$  : conductivité transversale corrigée ;  $k_L$  : conductivité longitudinale.

$\gamma$  : angle de torsade des conducteurs (inclinaison).

Comme la valeur de (3.7) est hors proportion avec celle de (3.8), la correction (3.10) est importante [28], comme le montre le tableau 3.3 de la page 111.

*\* Étape 3 (Détermination expérimentale de la conductivité équivalente transversale d'encoche)*

L'essai doit permettre d'analyser un échange localisé (pertes Joule et moteur non ventilé) pour obtenir un résultat significatif. En plus, les pertes doivent être bien connues et bien localisées avec une précision acceptable. Il est donc fait en alimentant les enroulements des trois phases (mis en série) par une source en courant continu (courant stabilisé à 25 A) et les pertes se produisent seulement dans les enroulements. Une sensible élévation de la température doit être obtenue. On prend la valeur des températures et une fois le régime permanent atteint, on arrête l'essai.

En utilisant Flux2d, la simulation numérique de cet essai en régime permanent permet d'évaluer la conductivité thermique équivalente de l'encoche. En effet, c'est uniquement la loi de Fourier qui s'applique, et que seule la conductivité thermique influence le transfert de chaleur dans le moteur. La densité de puissance dissipée par effet Joule dans les encoches est de  $90\,365\text{ W/m}^3$ . Lors de cet essai expérimental, on a une convection naturelle entre le bâti et l'air ambiant ( $h = 5.04\text{ W/m}^2\text{°C}$ ) et une condition de Dirichlet de  $59.2\text{°C}$  sur la surface externe du moteur (obtenue par mesure).

La condition à atteindre dans la simulation est régie par le principe de transfert de chaleur par conduction en régime permanent : la valeur du flux de chaleur est directement proportionnelle au gradient de température entre un point de l'encoche (indice e) et un autre de la dent (d) ou du fond d'encoche, et à la conductivité, soit :

$$Q' = k(T_e - T_d) \quad (3.11)$$

$Q'$  : flux de chaleur W/m.

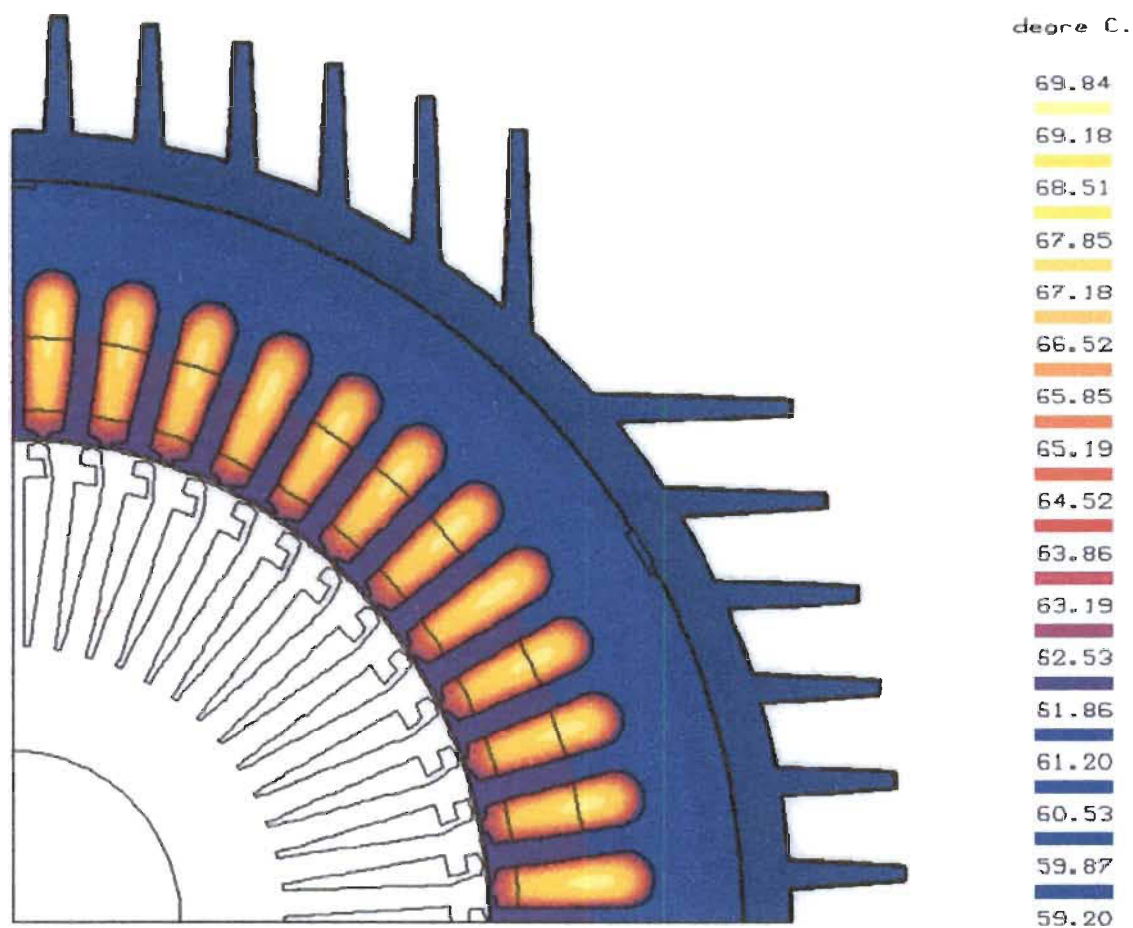


Figure 3.6 Dégradés en température pour les parties statoriques  
Simulation avec alimentation en courant continu des enroulements (25A)

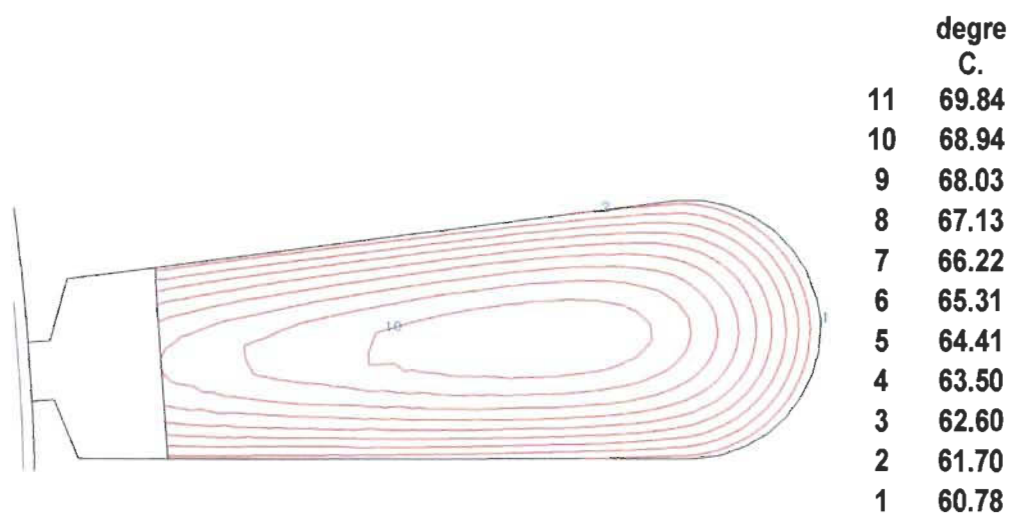


Figure 3.7 Isovaleurs de température pour la bobine  
(alimentation en courant continu)

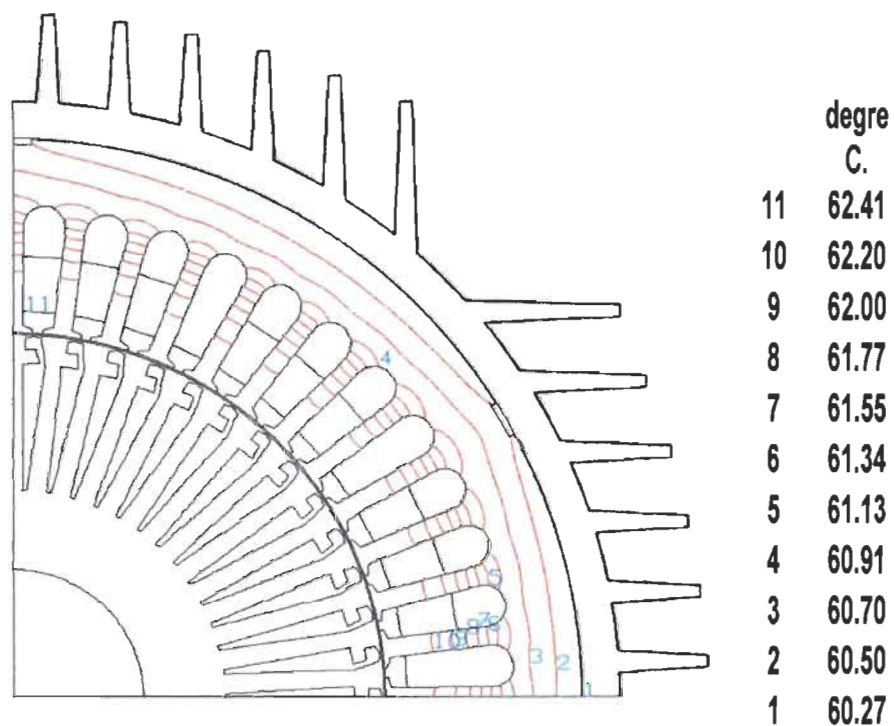


Figure 3.8 Isovaleurs de température pour le fer statorique  
(alimentation en courant continu)



À flux de chaleur transféré égal, on ajuste la conductivité thermique de l'encoche jusqu'à ce que les écarts  $T_e - T_d$  entre les températures d'un point milieu de l'encoche et un autre point de la dent (expérimentalement et par simulation) soient proches. Ces points correspondent aux points de référence où sont implantés des thermocouples.

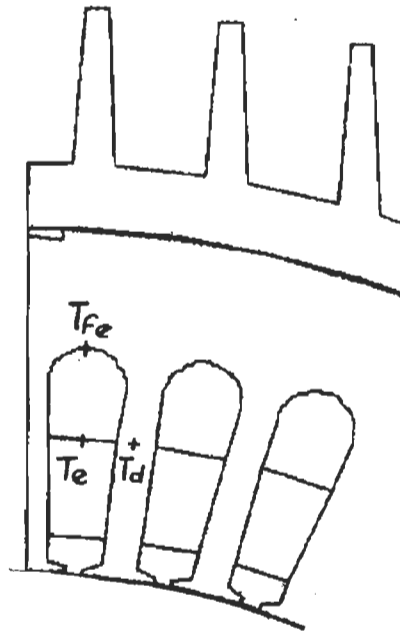


Figure 3.9  
Thermocouples  
principaux lors de  
l'essai en courant  
continu

En régime permanent, les résultats en température et en écart sont groupés dans le tableau ci-dessous.

	Température en °C		Écart de température en °C	
	Simulation	Mesure	Simulation	Mesure
Encoche/dent	69.84/62.41	76/68	7.43	8
Encoche/fond d'encoche	69.84/60.88	76/66	8.96	10

Tableau 3.2 Tableau récapitulatif des températures et de leurs écarts  
lors de la détermination de  $k_T$ .

L'espace disponible pour mettre les fils étant largement suffisant, il n'y a pas eu beaucoup de difficulté pour les insérer. Ceci a pour effet que, les fils sont mieux disposés dans l'encoche (angle de torsade très faible). D'ailleurs, aucun calage des conducteurs n'a été mis. On s'attend donc à une conductivité thermique équivalente plus faible, car il y a beaucoup d'espace occupé par l'air. En plus, le choix de la valeur du paramètre  $\gamma$  n'est pas évident, c'est même pratiquement aléatoire. Il est donc logique de trouver une conductivité thermique équivalente expérimentale (0.165 W/mK) plus grande que celle calculée (0.1048 W/mK pour  $\gamma = 0$ ). La cause est principalement l'approche théorique utilisée [28]. En effet, dans cette approche, chaque conducteur est supposé être entouré d'une couche d'air plus ou moins mince suivant le coefficient de remplissage, et cela réduit la conductivité thermique équivalente (aucun contact isolant-isolant n'est considéré). Elle est bonne quand les conducteurs sont bien serrés entre eux, et dans les encoches. Dans le cas actuel, si on se réfère à la valeur expérimentale, l'angle de torsade est de l'ordre de l'unité. Avec cette considération, l'écart entre la valeur théorique et celle déduite indirectement par expérience-simulation est remarquable (4.6 %) dans le domaine des paramètres thermiques des moteurs asynchrones. Cependant, il faut signaler que sur le parcours  $T_e$  vers  $T_d$ , une partie est constituée de fer.

On signale que la simulation est répétée jusqu'à ce que l'on ait un écart mesure - simulation des écarts inférieur à 10% pour les couples de points.

Le tableau 3.3 permet de comparer les résultats théorique et expérimental de la conductivité thermique équivalente d'encoche.

Méthode	Angle de torsade $\gamma$ en deg.	Conductivité $k_e$ (W/m°C)
Approche utilisée	0	0.1048
	1	0.1581
	2	0.3178
Expérimentale	n/d	0.165

Tableau 3.3 Conductivités équivalentes d'encoche

*Remarque*

E. Chauveau et al [29] ont signifié que l'utilisation d'un matériau équivalent pour l'encoche est insuffisant pour déterminer les températures maximales dans cette partie (erreur supérieure à 12% pour un facteur de remplissage 0.4). Si ce facteur décroît, la précision se dégrade. En effet, si seulement les conducteurs sont les sources de chaleur, leur température individuelle est supérieure à celle obtenue par le modèle de l'encoche (cas de l'alimentation en courant continu). La technique est bonne pour les parties en dehors de l'encoche, mais pour l'intérieur il faut utiliser la distribution réelle de conducteurs. Cette technique (utilisant la méthode des éléments finis) qui consiste à remplacer les conducteurs par des éléments triangulaires n'a fait qu'aboutir à cette conclusion.

Mais, si on tient compte de la production de chaleur au niveau du circuit magnétique en même temps, l'écart de température d'un conducteur seul par rapport au modèle de l'ensemble diminue. Et si on s'intéresse à la tenue thermique des isolants, le modèle est acceptable.

### 3.3.2 Résistances thermiques de contact

Plusieurs théories ont été exposées [30,31] pour tenir compte des résistances de contact existantes entre deux surfaces solides en contact. Plusieurs paramètres de construction, de montage et d'utilisation entrent en compte dans l'estimation de ces résistances.

Dans le cas des moteurs électriques, on est en présence de ce phénomène, d'une part, au rotor entre les barres et le circuit magnétique, et d'autre part, au stator entre le circuit magnétique et la carcasse ainsi qu'entre carcasse et flasques.

Le comportement thermique à l'interface entre deux éléments différents est complexe. La différence de température occasionnée dans cette région par les aspérités en contact, les impuretés résiduelles et l'air emprisonné est principalement représentée comme l'effet d'une conductance thermique équivalente.

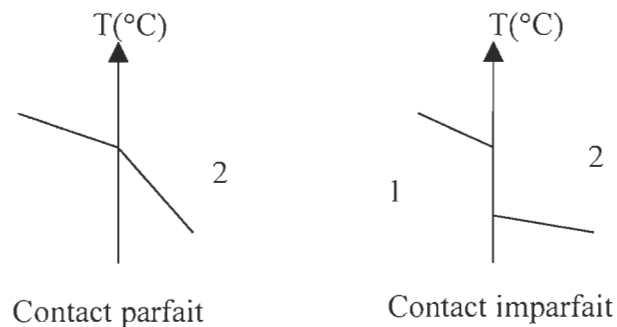


Fig.3.10 Représentation de deux types de contact

La largeur de la fourchette de valeurs de cette conductance [30] témoigne de l'influence importante de la pression exercée à l'interface des assemblages par les dilatations des organes en exercice, de la rugosité des surfaces avant assemblage, de la nature des matériaux mis en jeu et également du procédé d'assemblage des

organes. La mesure in situ est indispensable à la précision de ces grandeurs. Dans le travail actuel, on propose une simulation associée à un type de mesures pour approcher cette conductance thermique du côté statorique.

Du côté rotor, l'interstice entre une barre et le circuit magnétique est tellement petit (l'aluminium est coulé sous pression) et que la température est relativement grande, sa conductivité équivalente se rapproche de beaucoup de celle de la tôle. De ce fait, on peut la considérer comme inexistante. Dans certains travaux [1,2,4,14,20, 21,32 ], cette résistance thermique est considérée.

Par contre, l'interstice entre la carcasse et le circuit magnétique statorique est considéré. En se rapportant aux données expérimentales habituelles sur l'épaisseur de l'interstice [30,31], et en ramenant toutes les grandeurs à une épaisseur que l'on peut présenter sur la géométrie, les valeurs du tableau 3.4 montrent une fourchette de valeurs, pour une température de l'ordre de 60 °C.

Épaisseur ramenée à (mm)	0.5
Conductivité thermique en W/m°C	0.565 à 2.26

Tableau 3.4 Valeur théorique de la conductivité thermique de contact [30,31]

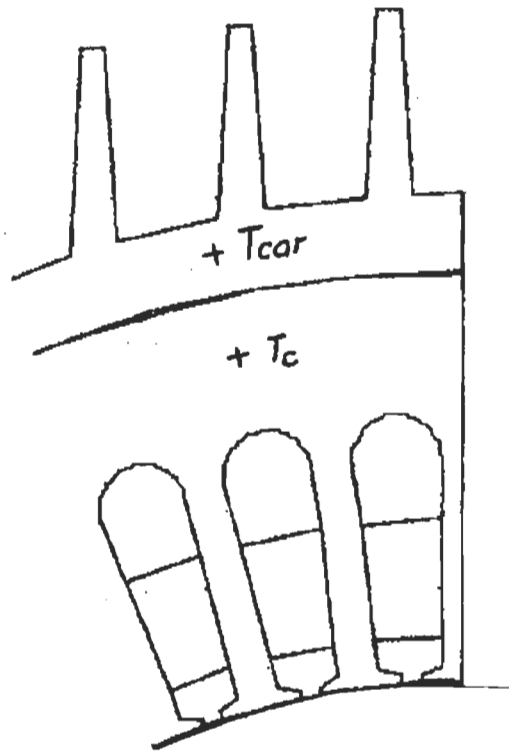


Figure 3.11 Localisation des thermocouples de référence pour l'estimation de la résistance de contact culasse-carcasse

Dans le cas du moteur actuel, une estimation expérimentale-simulation permettra d'évaluer cette conductivité thermique de contact, avec la même technique que pour l'encoche.

On a fait l'essai à vide en régime permanent. Les pertes par effet Joule dans les conducteurs sont faibles (16.98W pour le quart du moteur) alors que les pertes fer sont normales (65.125W pour le quart du moteur). On a essayé d'ajuster la conductivité thermique de contact pour atteindre le même écart de température expérimental entre la culasse et la carcasse. Les figures 3.12, 3.13 et 3.14 montrent

les dégradés et les isovaleurs de température pour le stator, le fer statorique et la culasse statorique.

Les résultats sont groupés dans les tableaux ci-dessous (régime permanent).

	Température en °C		Écart de température en °C	
	Simulation	Mesure	Simulation	Mesure
culasse/carcasse	36.73/33.5	42/39	3.23	3

Tableau 3.5 Tableau récapitulatif des températures et de leurs écarts lors de la détermination de la conductivité de contact culasse/carcasse (essai à vide).

	Référence	Méthode expérimentale-simulation	Lieu
Théorique	[30,31]	0.565 – 2.26 W/m°C	Contact stator / carcasse
Expérimentale		0.5 W/m°C	

Tableau 3.6 Valeur numérique de la conductivité de contact culasse/carcasse obtenue au moyen de la méthode expérimentation-simulation

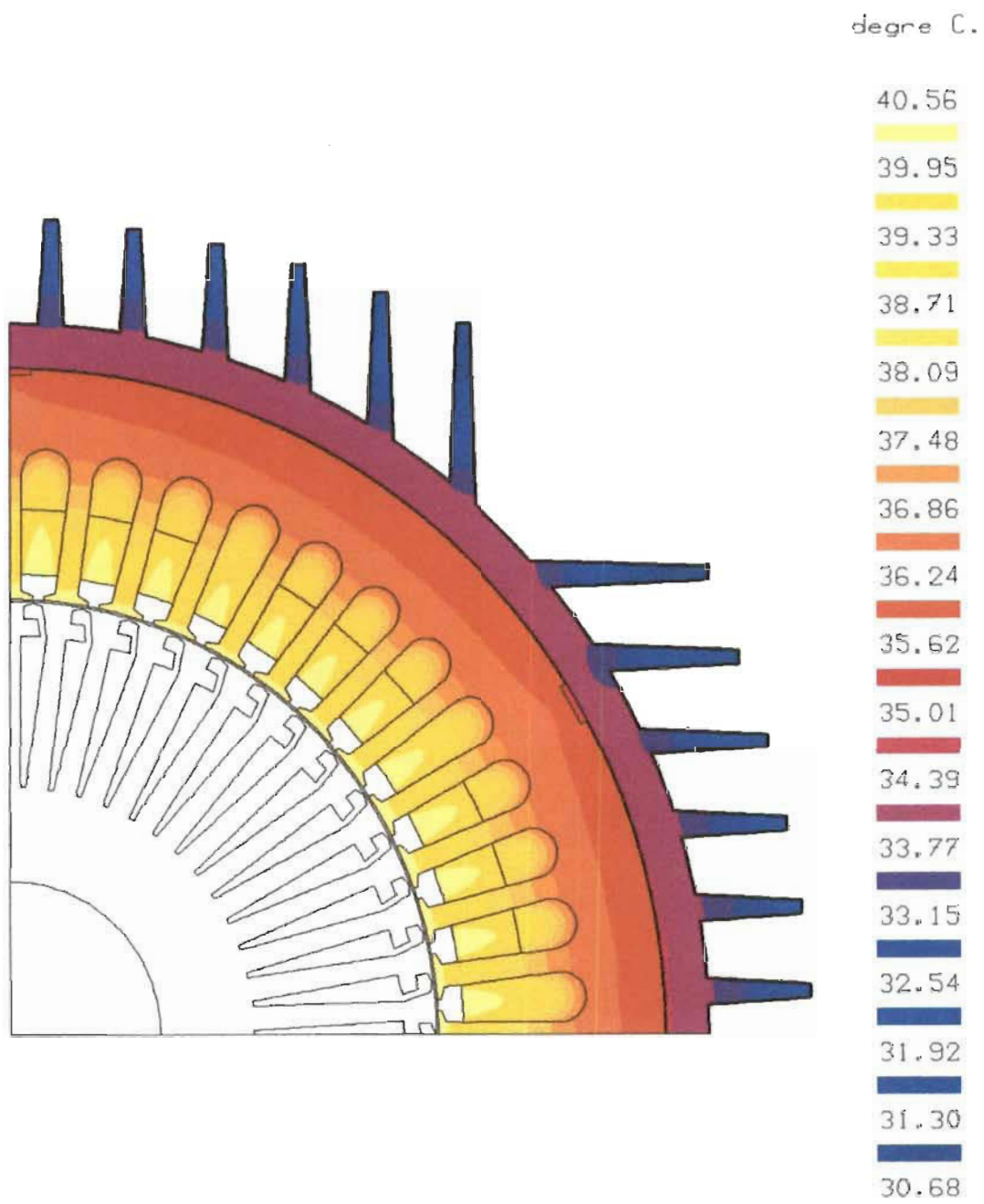
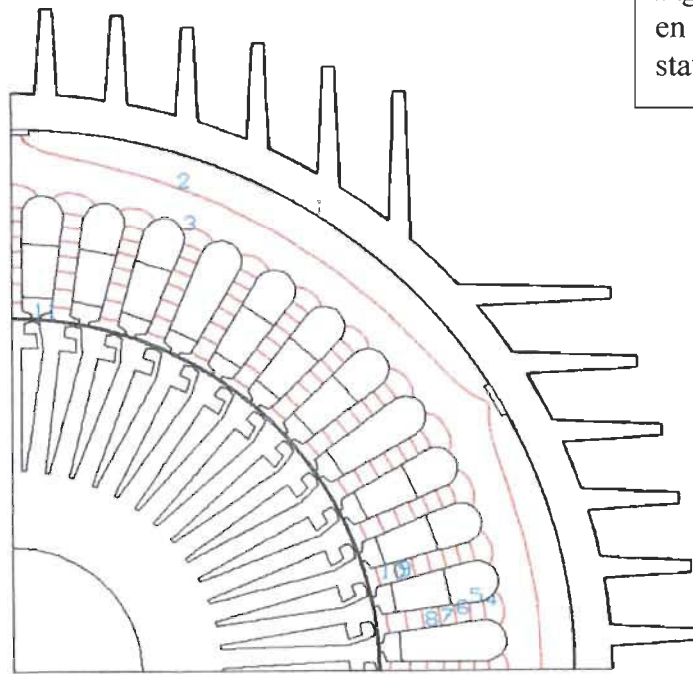


Figure 3.12 Dégradés en température des parties statoriques (essai à vide)

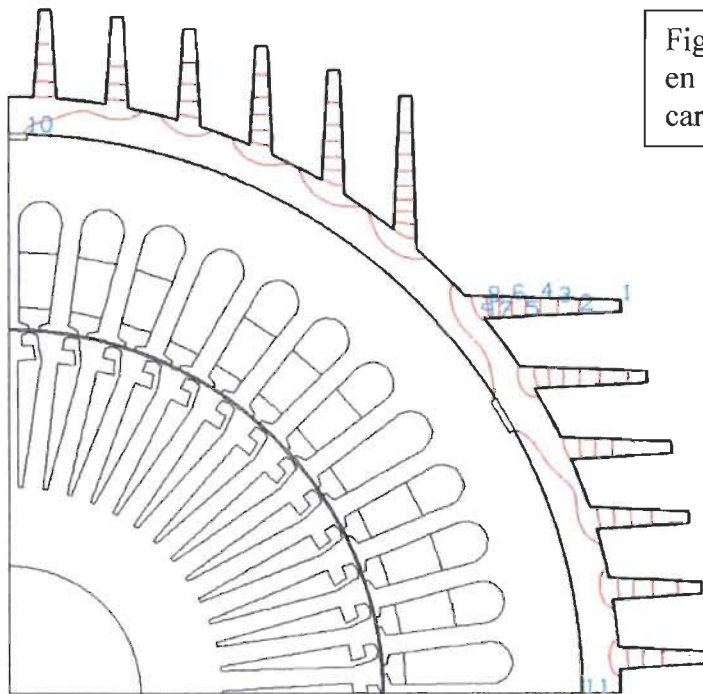


Figure 3.13 Isovaleurs  
en température du fer  
statorique à vide



	degre C.
11	40,36
10	39,9
9	39,43
8	38,96
7	38,5
6	38,03
5	37,56
4	37,1
3	36,64
2	36,17
1	35,7

Figure 3.14 Isovaleurs  
en température de la  
carcasse à vide



	degre C.
11	34,46
10	34,08
9	33,71
8	33,33
7	32,95
6	32,57
5	32,2
4	31,82
3	31,44
2	31,06
1	30,68

### 3.4 Transfert de chaleur par convection et radiation

Quelque soit le régime d'écoulement, laminaire ou turbulent, en convection naturelle ou forcée, il a été établi que la densité de flux  $q$  échangée à la surface dépend :

- \* de la différence de température entre le fluide  $T_f$  et la paroi  $T_s$  ;
- \* d'un coefficient d'échange qui est fonction de la nature du flot et des conditions d'échange, noté  $h$ , tel que :

$$q = h(T_f - T_s) \quad (3.12)$$

En réalité, ce coefficient d'échange  $h$  est fonction de plusieurs variables telles que la géométrie des surfaces, leurs dimensions et formes, du type de matériau, de la direction et de la vitesse d'écoulement, la température, la densité, la viscosité, la chaleur spécifique et de la conductibilité thermique du fluide. À cause du nombre de variables influençant le coefficient  $h$ , la quantité d'information expérimentale nécessaire pour étudier séparément l'influence de chacune d'entre elles et la complexité des relations mathématiques traduisant ces influences, on est contraint de recourir aux nombres sans dimension traduisant [1] :

- \* la comparaison entre échanges par convection et par conduction, le nombre de Nusselt,  $Nu$  :

$$Nu = \frac{hL}{k} \quad (3.13)$$

où  $h$  est le coefficient de convection,  $k$  la conductivité thermique et  $L$  une dimension linéaire caractérisant toute la surface d'échange.

\* la comparaison entre déplacement de chaleur (diffusité) et de matière (viscosité), le nombre de Prandlt, Pr :

$$Pr = \frac{\eta C_p}{k} \quad (3.14)$$

où  $\eta$  est la viscosité et  $C_p$  la chaleur massique.

\* la comparaison entre viscosité cinématique et vitesse d'écoulement, le nombre de Reynolds, Re :

$$Re = \frac{\rho}{\eta} v d \quad (3.15)$$

où  $\rho$  est la masse volumique,  $v$  la vitesse moyenne d'écoulement et  $d$  le diamètre hydraulique.

Les caractéristiques du fluide sont calculées à une température :

$$T_m = \frac{T_s + T_f}{2} \quad (3.16)$$

$T_m$  : température moyenne,  $T_s$  : température de surface et  $T_f$  température du fluide.

Ainsi, les influences des différents paramètres affectant le type d'échange étudié se feront en introduisant ces nombres sans dimension et/ou leurs combinaisons.

#### *3.4.1 Cas de l'entrefer*

Dans le moteur du type TEFC (Total Enclosed Fan Cooled), le transfert de chaleur axial est moindre, sinon négligeable, et toute la chaleur émise de la surface du rotor est supposée être transférée entièrement à travers l'entrefer vers le stator. Le coefficient d'échange entre les deux surfaces est alors obtenu à partir de la relation [1]:

$$(Nu)_m = a \left[ (Re)_m \left( \frac{2l}{d_1} \right)^{\frac{1}{2}} \right]^{b_1} (Pr)^{b_2} \quad (3.17)$$

où 
$$(Nu)_m = \frac{h2l}{(k)_m} \quad (3.18)$$

et 
$$(Re)_m = \left( \frac{\rho}{\eta} \right) \omega r_1 l \quad (3.19)$$

$l$  est la largeur d'entrefer,  $r_1$  le rayon extérieur du rotor et  $\omega$  la vitesse angulaire en rad/s du rotor,  $h$  étant l'inconnu à déterminer.

Le tableau ci-dessous récapitule ces possibilités. Les paramètres  $a$ ,  $b_1$  et  $b_2$  sont des paramètres introduits par expérimentation [1].

Domaine de validité	$a$	$b_1$	$b_2$	Remarques
$(Re)_m \left( \frac{2l}{d_1} \right)^{0.5} \leq 41$	2.0	0.0	0.0	Nu = 2 Conduction
$41 < (Re)_m \left( \frac{2l}{d_1} \right)^{0.5} \leq 10^2$	0.212	0.63	0.27	Écoulement
$10^2 \leq (Re)_m \left( \frac{2l}{d_1} \right)^{0.5} \leq 10^3$	0.386	0.5	0.27	laminaire

Tableau 3.7 Tableau récapitulatif pour la détermination du coefficient d'échange pour un cylindre en rotation dans un espace annulaire sans flot axial

$d_1$  : diamètre hydraulique ou diamètre moyen d'entrefer,  $l$  : épaisseur d'entrefer.

Du fait de la présence d'une surface encochée du côté statorique, la valeur du coefficient d'échange thermique sera augmentée d'à peu près 10% en régime laminaire [1].

Grandeur de vérification	Lieu	Observation
$(Re)_m \left( \frac{2.l}{d_1} \right)^{0.5} = 20.25$	Entrefer	$Nu = 2$ ; <b>conduction</b>

Fig.3.8 Vérification des grandeurs sans dimension

Méthode	Auteurs	Coefficients	Endroit
Théorique	[1, 2]	0.0349 W/m°C	Entrefer
Expérimentale		n.d	

Fig.3.9 Valeur numérique théorique

Pour l'entrefer, aucune estimation passant par l'expérience n'a été faite, car on n'a pas accès à des informations du côté du rotor (en température). Et en ce sens, la valeur du coefficient d'échange thermique d'entrefer obtenue par la théorie (tableau 3.9) sera considérée pour le modèle.

### 3.4.2 Cas des conditions aux limites

Les solutions des équations de transfert doivent satisfaire :

- \* les équations aux dérivées partielles établies dans l'élément défini pour le milieu considéré,
- \* certaines conditions sur les frontières de cet élément avec les éléments adjacents des autres milieux. Ces conditions aux limites sont liées aux modes de transfert de chaleur dans chacun des milieux en contact. Elles dépendent donc de la nature de ces milieux.

Entre l'élément solide i et l'élément fluide transparent j, les modes d'échanges intervenant sont la conduction, la convection et le rayonnement avec les n surfaces (m) de l'enceinte enfermant le fluide.

$$-k_i \left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)_i = h[(T)_i - (T)_j] + \sigma \varepsilon \sum_{m=1}^n \int_{s_m} [(T)_i^4 - (T)_m^4] dF_{d_i-d_m} \quad (3.20)$$

$dF_{d_i-d_m}$  : caractéristique du milieu.

Toutes les surfaces où cette condition est appliquée, sont considérées comme grises et mates (peintures).

#### 3.4.2.1 Bâti du moteur et air ambiant

La configuration est celle où la surface d'échange thermique est immobile. Alors, on peut définir une relation de forme générale pour déterminer le nombre de Nusselt en fonction des nombres de Prandtl et de Reynolds [1]:

$$Nu = a(Re)^{b_1} (Pr)^{b_2} F\left(\frac{L}{d}\right) G\left(\frac{T_s}{T_f}\right) \quad (3.21)$$

$F\left(\frac{L}{d}\right)$  : fonction sans dimension permettant de prendre en compte les effets d'extrémités avec L la longueur chauffée de la surface d'échange dans le sens de l'écoulement, et d le diamètre hydraulique.

$G\left(\frac{T_s}{T_f}\right)$  : fonction sans dimension permettant de prendre en compte l'influence des parois sur les propriétés du fluide.

Le tableau ci-dessous récapitule l'interprétation et les domaines de validité d'application de ces nombres suivant le mode de transfert et le type d'écoulement. Les coefficients a, b<sub>1</sub> et b<sub>2</sub> sont de [1].

Configuration	Domaine de validité	Hypothèses	a	b <sub>1</sub>	b <sub>2</sub>	F	Remarque
Espace annulaire	$10^3 \leq (Re)_m \leq 2100$	$T_s - T_f = Cte$ $P_s = Cte$	1.35	0.8	0.4	$\left(\frac{L}{d}\right)^{-0.4}$	Régime laminaire
Ou tube horizontal lisse	$10^4 \leq (Re)_m$	$T_s - T_f = Cte$	0.021	0.8	0.4	$1 + \left(\frac{L}{d}\right)^{-0.4}$	Régime turbulent

Tableau 3.10 : Tableau récapitulatif pour la détermination du coefficient d'échange en convection forcée dans le cas de surfaces immobiles.

Pour  $Re < 10^3$  la convection naturelle devient prépondérante.

Le nombre de Nusselt est donné par :

$$N_u = \frac{hd}{k} \quad (3.22)$$

d : diamètre hydraulique, h : coefficient de convection et k : conductivité thermique.

Grandeur de vérification	Lieu	Observation
$Re = 1.3.10^5$	Bâti/air ambiant	$Nu = 478$ ; régime turbulent

Tableau 3.11 Vérification des modes d'écoulement

Plusieurs approches théoriques ont permis d'estimer la valeur du coefficient d'échange thermique du bâti/air-ambiant. Partant des données caractéristiques et dimensionnelles identiques, ces théories ont donné les résultats numériques du tableau 3.13.

Ce coefficient s'estime expérimentalement par des essais à charges différentes [2,20]. Pour chaque charge et en régime permanent, on tire h de l'équation ;

$$Q = h A (T_s - T_a) \quad (3.23)$$

où  $Q$  est la quantité de pertes évacuées à travers la surface  $A$  du bâti et l'écart de température entre la surface et l'air ambiant.

En régime permanent (les pertes sont supposées toutes évacuées vers le milieu ambiant), le tableau ci-dessous donne les valeurs expérimentales. Pour un ou plusieurs points de fonctionnement, on peut prendre la valeur moyenne arithmétique des coefficients.

Charge	P(W)	A(mm <sup>2</sup> )	T <sub>s</sub> (°C)	T <sub>a</sub> (°C)	h(W/m <sup>2</sup> °C)
100%	566.7	263 531	63.8	21.36	50.67
75%	405.1		50.5		52.75

Tableau 3.12 Estimation expérimentale du coefficient convectif bâti/air ambiant  $h$

Pour le coefficient d'échange bâti/air ambiant, le calcul théorique donne les valeurs du tableau 3.13.

Méthode	Auteurs	Coefficient d'échange convectif $h$	Endroit
Théorique	[1]	45.5 W/m <sup>2</sup> °C	Bâti/ambiant
Expérimentale (moyenne de Tab.3.12)		51.71 W/m <sup>2</sup> °C	

Tableau 3.13 Valeurs numériques du coefficient d'échange  
Bâti/air ambiant



### 3.4.2.2 Transfert de chaleur par radiation

Du fait que la température est relativement basse pour l'ensemble, la radiation n'est pas une forme de mode de transfert important. Cependant, on peut l'intégrer dans le processus d'échange en même temps que la convection par le coefficient d'émissivité de la surface considérée. Cette situation apparaît au niveau de l'échange entre le moteur et l'air ambiant. Le cas actuel est associé à une des conditions aux limites, en utilisant le coefficient d'émissivité  $\varepsilon$  (0.92).

### 3.4.3 Implantation dans *flux2D*

Ces conditions aux limites sont introduites dans Flux2D comme suit :

- on définit une région linéique au moment où l'on construit la géométrie d'étude ;
- cette région linéique n'a pas de sens physique en tant que telle ; elle est ignorée lors de la simulation en magnétodynamique ;
- à cette région vont être assignés le coefficient de convection  $h$  bâti/air ambiant, le coefficient d'émissivité  $\varepsilon$  et on définit une température ambiante. Cette dernière est facultative.

C'est à travers cette région que l'on peut avoir la quantité de chaleur cédée à l'air ambiant.

### 3.5 Conclusion

L'écart entre les valeurs théoriques et expérimentales des paramètres thermiques est souvent grand, spécialement dans les cas de la conductivité équivalente d'encoche ou encore du coefficient d'échange convectif bâti/air ambiant. Pour l'encoche, une variation relative entre 20 et 95 % est fréquente [2,17]. Pour l'entrefer, elle est de l'ordre de 85 % [2] et pour le coefficient bâti/air ambiant, c'est du 23% [2]. Et dans la plupart des travaux, les valeurs expérimentales sont prises pour le modèle si elles sont disponibles. De toute évidence, l'utilisation des valeurs expérimentales donnent des résultats plus cohérents pour les grandeurs de sortie (température). Donc, implicitement, un écart prononcé entre les valeurs expérimentale et théorique signifie une mauvaise précision du modèle établi.

Les sous-modèles ciblés et qui ont bénéficiés d'une meilleure estimation sont les suivantes.

- L'encoche : l'observation de la réalité a permis d'affiner le modèle comme il faut (disposition des conducteurs, surface occupée par les différents constituants de l'encoche). Ces considérations ont réduit l'écart entre la valeur théorique ( $\gamma = 1$  deg.) et celle déduite indirectement par expérience-simulation à 4.2% au lieu de 36% ( $\gamma = 0$  deg.).
- Bâti/air ambiant : l'observation (estimation) de la vitesse réelle de l'air arrivant sur la surface d'échange a permis de trouver une valeur théorique du coefficient d'échange convectif plus proche de celle déduite par expérience-simulation (12 % d'écart dans ce projet et 23 % dans le travail de Bousbaine [2]).

- La prise en compte de la résistance de contact, qui est parfois omise faute d'informations. On peut signaler qu'un travail a été fait [30] pour la détermination de ce paramètre. L'écart entre la valeur théorique et la valeur expérimentale de la résistance thermique de contact est de 30 %. Il paraît que c'est prometteur dans ce domaine. L'apport de l'expérimentation est en tout cas indispensable, car aucun calcul théorique n'a été entrepris dans ce travail (manque de données).

On constate qu'en plus des essais expérimentaux, l'observation de l'objet sujet de l'étude a permis d'apporter une bonne amélioration de l'estimation des paramètres thermiques.

Dans le travail actuel, l'amélioration des sous-modèles sus-cités a permis de mettre sur pied un modèle thermique numérique en 2D du moteur asynchrone à cage. Il est basé sur des données géométriques et thermophysiques. Aucun élément de sa construction n'a été mis de côté dans la formulation. La restriction au niveau des hypothèses a été très appuyée.

Pour la conductivité thermique équivalente de l'encoche, les autres approches ne sont pas très pratiques dans le cas où des modifications de construction seraient faites sur le moteur. Un cas réel est la modification possible des modes de bobinage ou de disposition des bobines (mise en parallèle de plusieurs fils de diamètres différents lors du bobinage, par exemple, surtout pour les fils ronds).

Le chapitre suivant présentera la validation du modèle avec différentes situations possibles.

## Chapitre 4

# VALIDATION ET EXPLOITATION DU MODÈLE

### 4.1 Introduction

Le modèle thermique du moteur asynchrone à cage que l'on vient d'élaborer devra permettre, validation faite, d'étudier les variations ou la distribution de la variable d'état (température) en fonction de la répartition spatiale des pertes et du point de fonctionnement. Par ailleurs, sa conformité va permettre de prédéterminer le comportement du moteur en des situations de fortes contraintes en pratique sans nuire au moteur lui-même.

La première partie est donc la validation du modèle. Elle consiste à analyser les résultats de quelques cas pour différents points de fonctionnement. Le moteur est alimenté de manière conventionnelle (source de tension sinusoïdale et équilibrée).

La deuxième partie est le cas de fonctionnement en alimentation avec harmoniques, situations actuellement fréquentes (considéré à titre d'investigations).

Dans les deux cas, les résultats de simulation avec le modèle thermique sont comparés à ceux provenant des mesures. Le moteur asynchrone utilisé est le même que celui d'où l'on a pris les dimensions géométriques et les caractéristiques électromagnétiques.

En fait, une valeur moyenne des trois températures des trois sections S1, S2 et S3, est prise comme valeur de mesure.

## 4.2 Rappel du modèle

Le modèle peut être présenté comme le montre la figure 4.1.

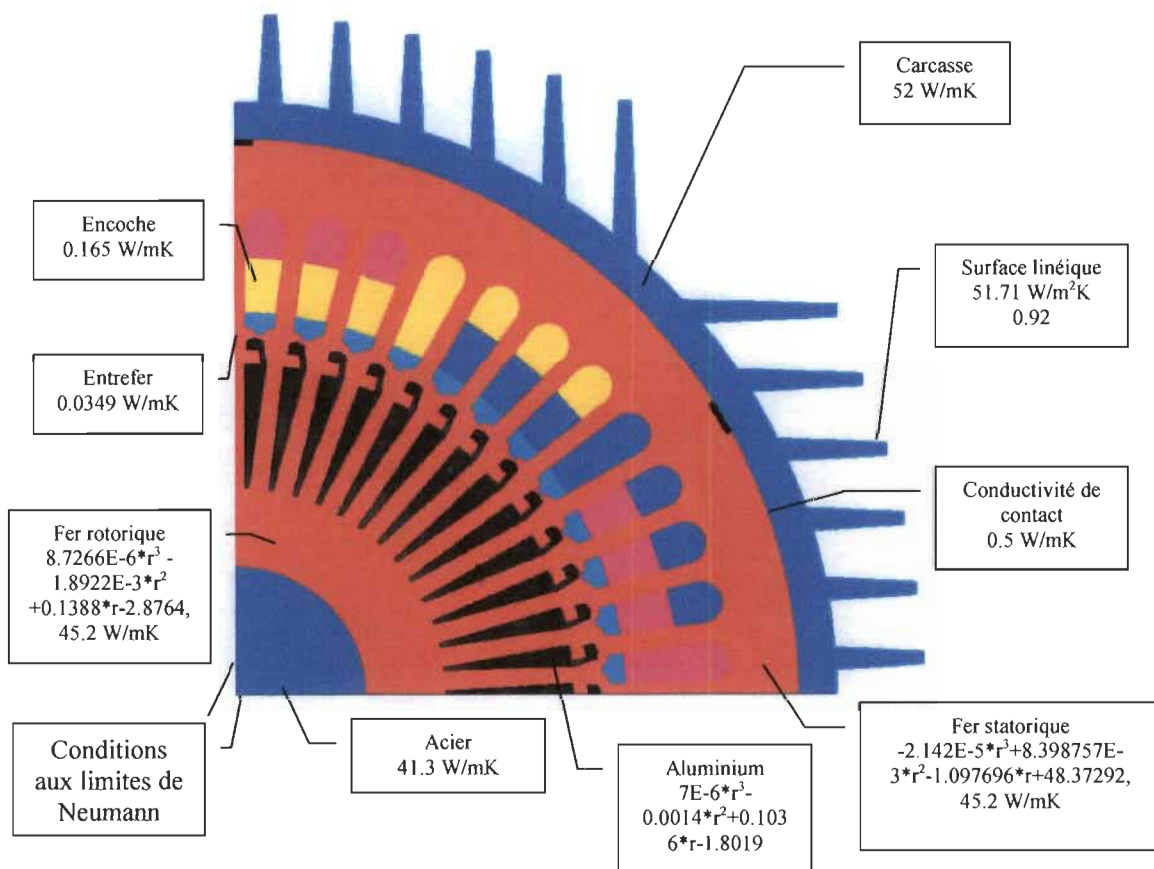


Figure 4.1 Présentation du modèle (géométrie et caractéristiques)

### **4.3 Résultats de simulations et discussion (alimentation sinusoïdale)**

Utilisant le modèle présenté précédemment, les points de fonctionnements à 100% et 75% de la charge nominale sont analysés par simulation. Les résultats en température en des points de référence sont comparés aux résultats de mesures.

La figure 4.2 montre les dégradés en température. Des cartographies en température sont montrées sur les figures 4.3 et 4.4 par des isovaleurs. On note la perturbation de la distribution de température due à la présence des échancrures à la périphérie de la tôle statorique. On peut retenir combien ce genre de travaux (trous d'assemblage, trous de ventilation ou autres) peut modifier l'écoulement de la chaleur.

La figure 4.5 montre l'allure de la température suivant une droite partant du centre du moteur en passant par le fer rotorique, la barre, l'entrefer, l'encoche, le fer statorique et la carcasse. La figure 4.6 montre l'allure de la température suivant une droite partant du centre du moteur en passant par le fer rotorique, la barre, l'entrefer, la dent, la culasse et la carcasse.

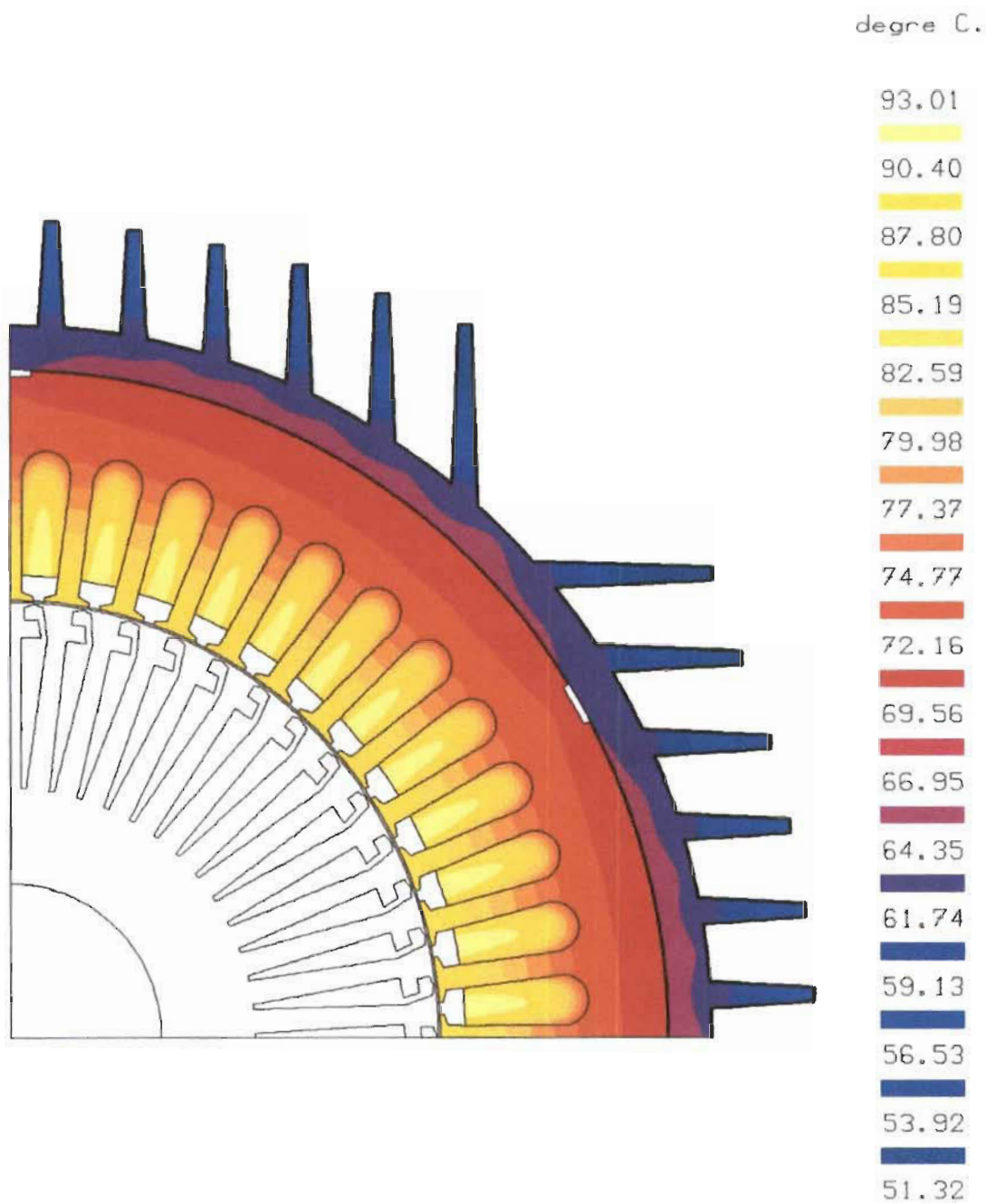


Figure 4.2 Dégrades en température au stator  
À 100% de la charge nominale ( $g=1.55\%$ )

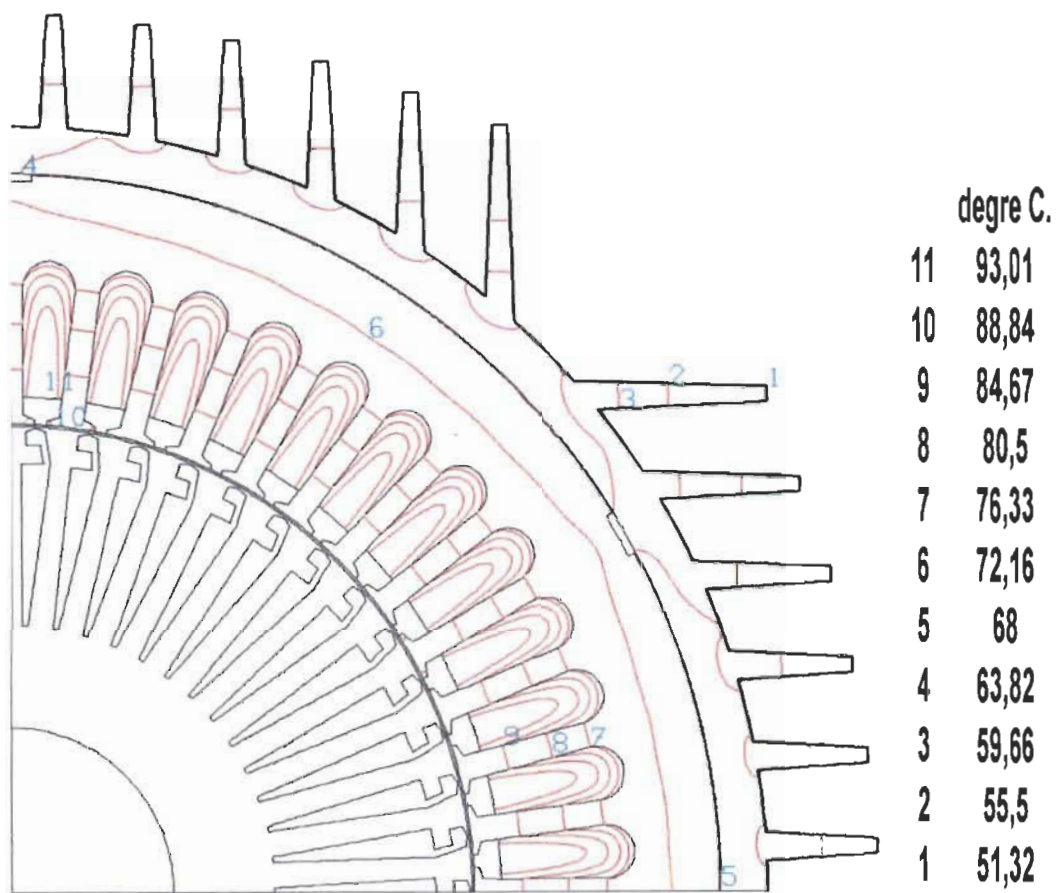


Figure 4.3 Lignes isovaleurs en température au stator  
à 100% de la charge nominale ( $g=1.55\%$ )



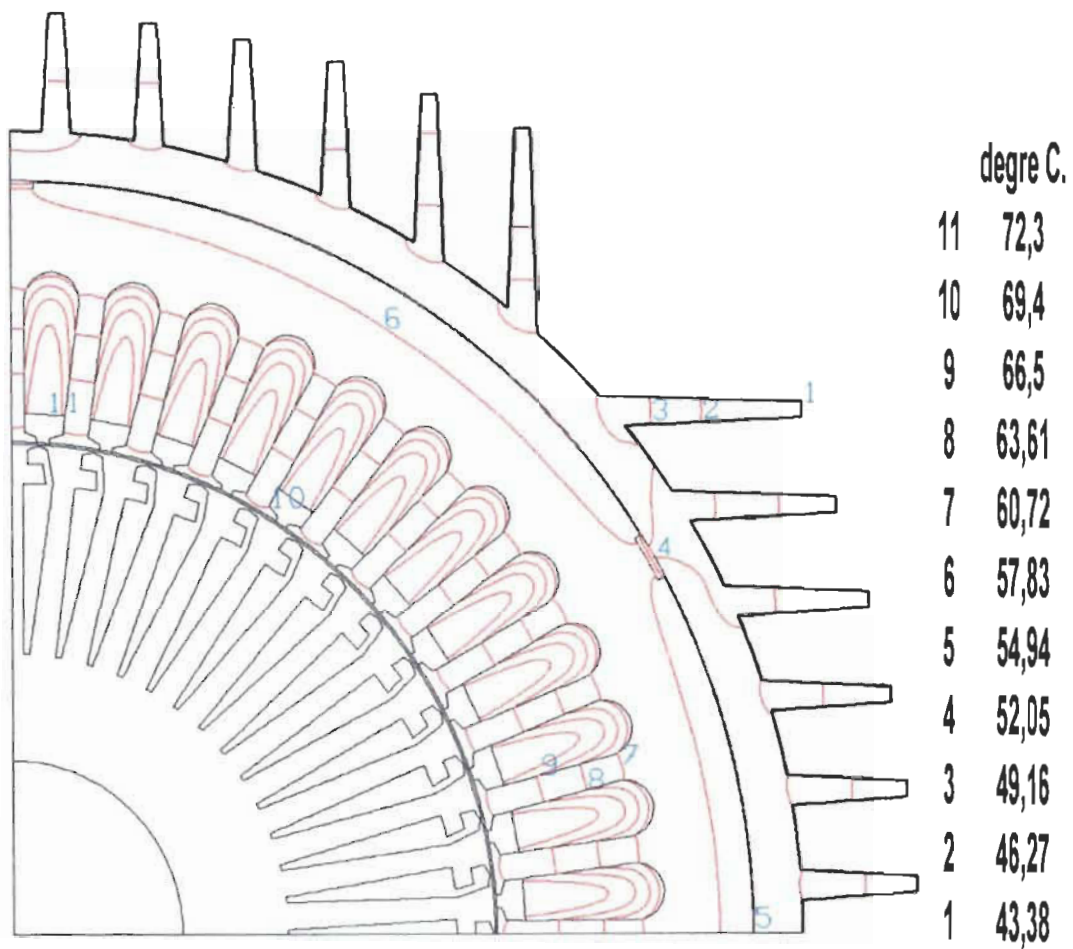


Figure 4.4 Lignes isovaleurs en température au stator  
à 75% de la charge nominale ( $g=1.1\%$ )

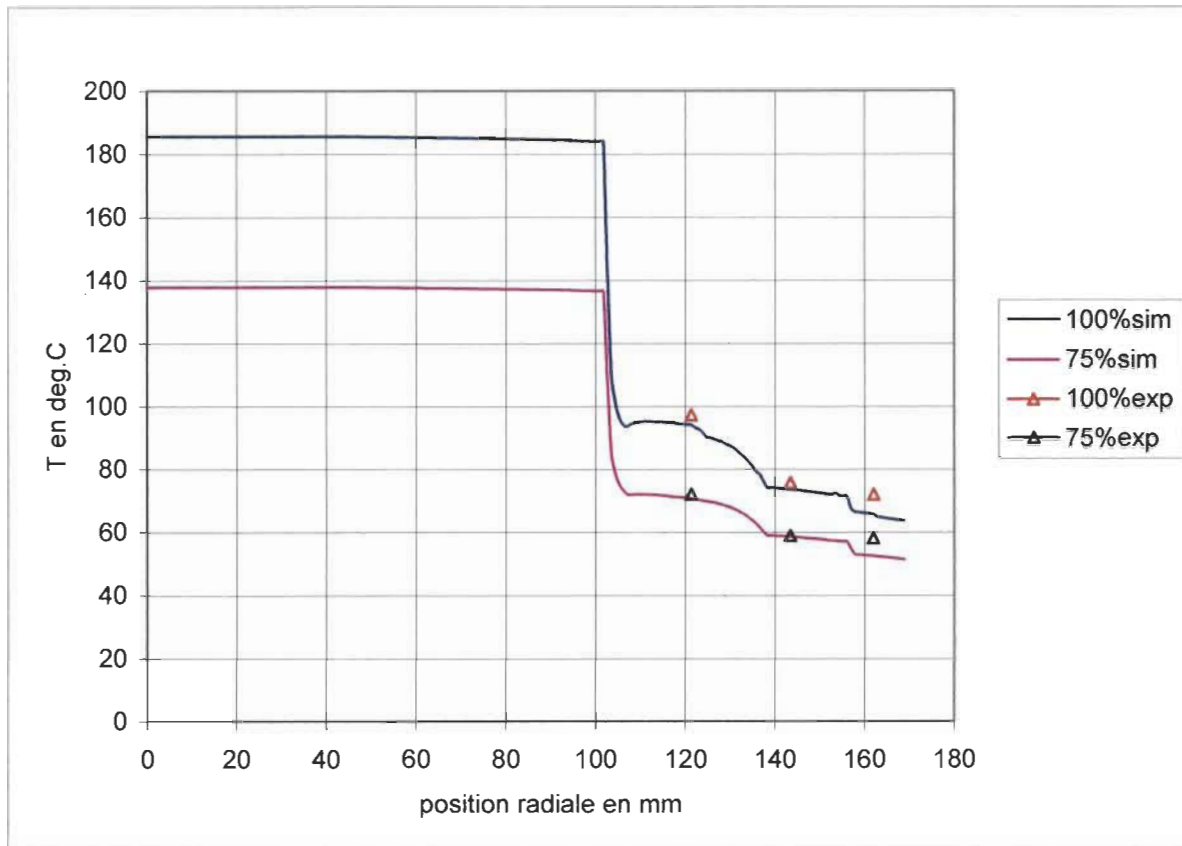


Fig.4.5 Courbes de température pour deux points de fonctionnement 100% et 75% de la charge nominale passant par l'encoche (simulation et mesure)

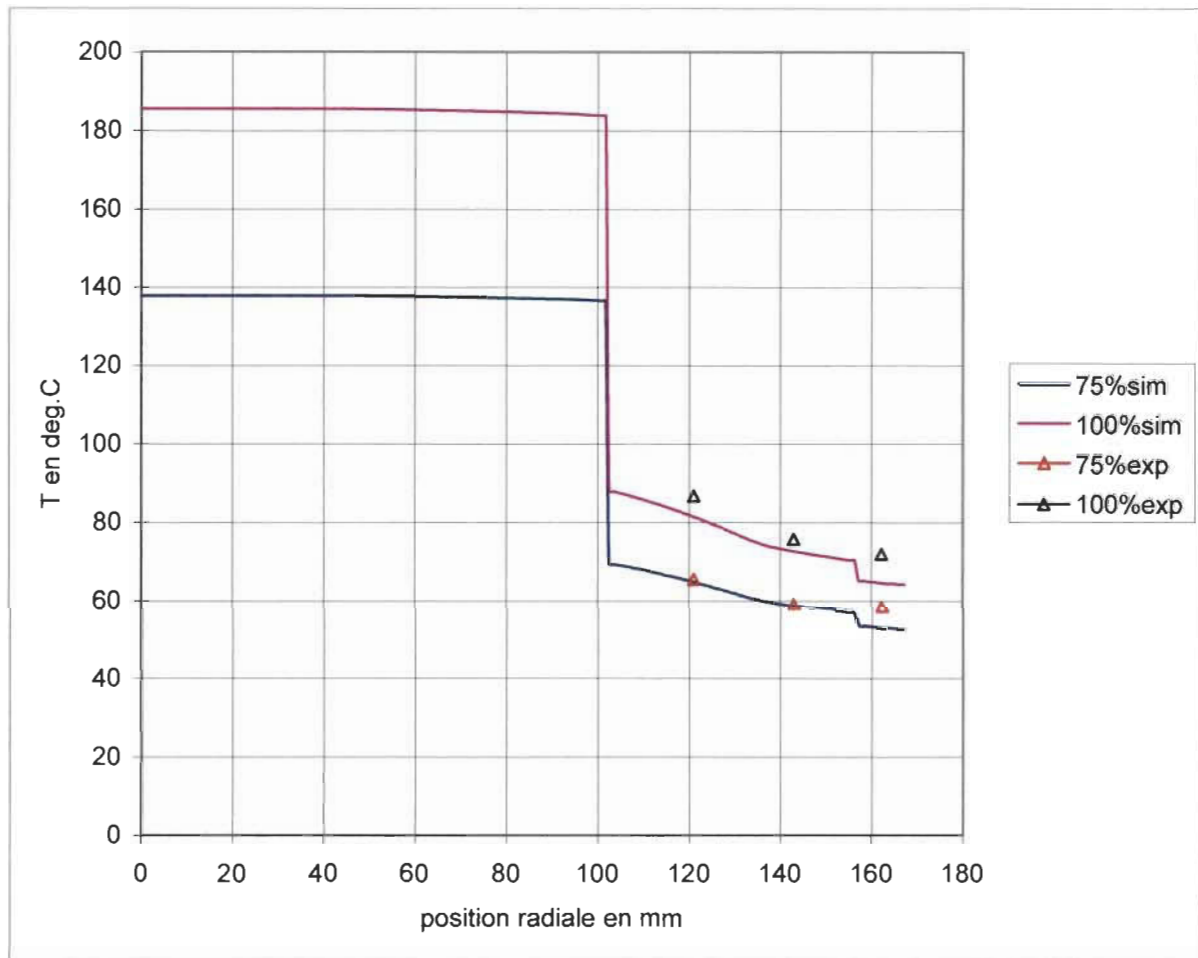


Fig.4.6 Courbes de température pour deux points de fonctionnement 100% et 75% de la charge nominale passant par la dent (simulation et mesure)

Le tableau 4.1 montre les différentes valeurs de la température, pour les points de fonctionnement sélectionnés, valeurs simulées et celles mesurées en régime permanent. Pour ces points de fonctionnement, on constate une très bonne corrélation entre la simulation et la mesure, pour les températures au stator.

Cependant, on note que lors d'un état de fonctionnement occasionnant une grande élévation de température (100 % de la charge nominale par exemple), l'écart le plus grand observé se trouve au niveau de la denture. Lors de l'essai de calage en courant continu, on a remarqué aussi ce phénomène. En réalité, on assiste à un système soumis à une charge thermique importante au niveau de l'encoche où la sensibilité sur l'estimation de la conductivité thermique influence beaucoup le résultat. Or, à cause de l'absence de cale de bobines, la pression latérale dans l'encoche est plus forte que celle vers le fond de l'encoche (l'isolant d'encoche ne touche pas parfaitement le fer, d'où la présence d'une couche d'air portant préjudice à la valeur de la conductivité). Ceci a comme conséquence de présenter un fait comme si on avait une meilleure conductivité entre l'encoche et la dent plutôt qu'entre l'encoche et le fer de fond d'encoche.

Doit-on, dans ce cas, prévoir une conductivité thermique d'encoche anisotrope ? Cette réflexion demande plus d'analyse car effectivement, de plus en plus d'études prennent en compte ce phénomène. Ceci est d'autant plus marqué parce que les constructeurs utilisent de moins en moins les cales de serrage d'encoche (pour des raisons économiques ou autres). Or, ces derniers aident, non seulement à bien tenir les conducteurs dans les encoches mais améliorent aussi la conductivité thermique de l'encoche à cause d'une meilleure compacité.

Température	Charge 100%		Charge 75%		Écart relatif par rapport aux mesures en %	
Lieu	simulée	mesurée	simulée	mesurée	100%	75%
Inter-bobine	93.0°C	97°C	71.25°C	72°C	4	0.85
Dents 121 mm	81.25°C	86°C	64.7°C	65°C	4.75	0.3
Culasse 143 mm	72.6°C	75°C	58.61°C	59°C	2.4	0.39
Carcasse 162 mm	64.65°C	72°C	53°C	58°C	7.35	5
Pertes évacuées	566.78 W		405 W			

Tableau 4.1 Comparaison des températures obtenues par simulation et mesures en régime permanent (100% et 75% de la charge nominale)

À 75 % de la charge, on assiste à un transfert plus diffus entre l'encoche et le fer statorique. On a ainsi moins d'effet encoche-fer, d'où une meilleure précision. L'écart de température dans la denture s'explique par d'autres faits ; la fonction de distribution de pertes doit être plus forte à la tête des dents. En effet, les pertes supplémentaires sont pratiquement des pertes surfaciques.

Si on observe le tableau 4.1 dans le sens horizontal, on remarque que l'écart relatif par rapport aux mesures est bon pour l'ensemble. La finalité de mettre l'écart au-dessous de 10% est atteinte.

Pour comprendre cet écart, on analyse le même tableau 4.1, mais dans le sens vertical. En effet, les gradients de température entre différents points dans le sens

radial, entre températures mesurées et entre températures simulées, sont très proches. On peut les voir sur le tableau 4.2.

Or, entre la culasse et la carcasse, ce gradient est plus prononcé pour les valeurs de température obtenues par simulation que par la mesure. Apparemment, la valeur de la conductivité de contact aurait dû être plus importante que celle que l'on ait utilisé. L'explication qui en découle revient sur le problème de l'estimation de la conductivité de contact culasse-carcasse. Une estimation qui nécessite vraiment un peu plus d'information, que ce soit de construction ou à partir des essais spécifiques.

Écart de température en °C					
100%			75%		
Inter-bobine/dent	Dent/culasse	Culasse/carcasse	Inter-bobine/dent	Dent/culasse	Culasse/carcasse
11.75 / 11*	8.65 / 11*	<b>7.95 / 3*</b>	6.55 / 7*	6.09 / 6*	<b>5.61 / 1*</b>

(\*) : écart entre valeurs mesurées.

Tableau 4.2 Évaluation des gradients de température entre points de référence

Aucune comparaison n'a pu être faite du côté du rotor, car aucune mesure n'y a été entreprise. Cependant, on a constaté que le fait de varier la conductivité de l'entrefer a beaucoup d'influence sur la température du rotor. Cette sensibilité se reflète parfois et souvent dans certaines études sur les écarts de température rencontrés entre mesure et simulation (au rotor) à l'image de celui du coefficient d'échange dans l'entrefer. En doublant la conductivité thermique de l'entrefer, par exemple, la température du rotor chute d'au moins 45°C. Tandis que celles des points de référence au stator ne changent pratiquement pas (variation de moins de 1 %). Les courbes de la figure 4.6 illustrent ce phénomène.

On a procédé aussi à l'analyse de l'influence de certains paramètres sur l'échauffement du moteur.

#### 4.3.1 Influence des pertes supplémentaires sur l'échauffement du moteur

Le tableau 4.3 montre l'effet des pertes supplémentaires sur l'échauffement du moteur pour les différents blocs, et selon trois répartitions différentes (100% de la charge nominale). Les autres paramètres thermiques restent identiques pour les deux cas.

Pertes supplémentaires (W)	Températures simulées		
	Inter-bobine	Denture	Culasse
0 (1)	85.48	69.79	62.78
57% au stator et 43% au rotor (2)	93.0	81.25	72.6
Écart en °C	7.5	11.46	9.82

Tableau 4.3 Influence des pertes supplémentaires (*avec profils*)

(1) : sans tenir compte des pertes supplémentaires

(2) : tenant compte des pertes supplémentaires

On constate que la prise en compte des pertes supplémentaires fait croître les températures d'une manière générale. Leur répartition joue aussi un rôle dans la prédiction de l'échauffement du moteur. En effet, pour les deux types de répartition (1) et (2), une élévation moyenne de température de 9.6°C est constatée. Il est donc important de noter qu'une élévation de température de fonctionnement de 9.6°C ou plus due aux pertes supplémentaires seules doit être considérée. Ceci aura une influence sur la durée de vie des isolants (réduction allant jusqu'à la moitié de la

durée de vie [17]) ou bien à une dépréciation du moteur pouvant aller jusqu'à 0.5% [17]. On doit donc en prendre compte lors du dimensionnement des machines électriques et/ou de la conception d'un système de protection basé sur la prise de la température comme indicateur (au niveau des bobines).

#### 4.3.2 Influence de l'adoption des profils par rapport à la densité uniforme

Le tableau 4.4 souligne l'effet de l'adoption des profils de répartition des pertes par rapport à une répartition uniforme par bloc (charge 100%). L'écart entre les températures suivant les deux cas montre l'efficacité du premier. C'est une amélioration moyenne de 3.62% par rapport à une densité uniforme. On garde toujours les autres paramètres thermiques identiques lors de ces simulations.

Lieu	T (°C) avec densité uniforme	T (°C) avec profils	Écart (°C) entre uniforme et profil
Inter-bobine	90.1	93.0	2.9
Denture	77.85	81.25	3.4
Culasse	69.6	72.6	3.0

Tableau 4.4 Comparaison des résultats avec l'utilisation des profils et des densités uniformes à 100% de la charge nominale

L'utilisation des répartitions uniformes par bloc donne un écart relatif moyen de 8.57% avec les valeurs pratiques, tandis que l'utilisation des profils le ramène à 4.95% pour le fonctionnement nominal. Au fait, connaître la température à 3°C plus près de la mesure trouve surtout sa signification dans l'estimation de la durée de vie des isolants, c'est-à-dire, à long terme et surtout pour les moteurs qui travaillent en



service continu. On se retrouve souvent avec des moteurs dont le coût d'exploitation peut augmenter sans raison apparente (à cause de sa dépréciation).

Un autre aspect digne d'intérêt est de pouvoir analyser l'influence de la répartition de pertes sur la température des encoches, où se trouvent les éléments les plus sensibles (les isolants) en considérant la configuration réelle. Mais, ceci demande un peu plus d'investigation qui mérite réflexion (surtout sur la possibilité des infrastructures).

#### 4.3.3 *Analyse de sensibilité vis-à-vis du coefficient convectif externe (bâti-air ambiant)*

Vu la qualité du modèle obtenu, il n'est pas superflu de voir la sensibilité de la distribution des températures par rapport à certains autres paramètres. Cette analyse paramétrique se concentre sur un écart possible de valeurs lors de la détermination du coefficient de convection à l'extérieur du moteur. Comme c'est le cas souvent rencontré, le coefficient convectif bâti/air ambiant théorique peut varier de beaucoup et encore plus par rapport à celui qui est déterminé expérimentalement (ce dernier est souvent pris comme valeur définitive). Quelles sont les conséquences possibles sur la température ?

Deux cas sont étudiés et comparés aux cas pratiques : le premier concerne l'utilisation de la valeur déduite expérimentalement ( $h = 51.71 \text{ W/m}^2\text{°C}$ ), le deuxième, la considération de la vitesse théorique de l'air qui souffle sur le bâti, en prenant comme vitesse de l'air la vitesse des extrémités de l'hélice du ventilateur ( $h = 79.77 \text{ W/m}^2\text{°C}$ ). Le tableau 4.5 résume les résultats pour le fonctionnement nominal.

Lieu	$T_{\text{inter-bobinage}} (^{\circ}\text{C})$	$T_{\text{denture}} (^{\circ}\text{C})$	$T_{\text{culasse}} (^{\circ}\text{C})$
Coefficients convectifs h (W/m <sup>2</sup> °C)			
Simulation à 51.71	93	81.25	72.60
Simulation à 79.77	86.67	71.03	62.23
$T_{\text{expérimentale}} (^{\circ}\text{C})$	97.9	88.80	76.76

Tableau 4.5 Comparaison sur l'influence de la valeur du coefficient de convection externe

À paramètres identiques, on voit l'importance de l'influence du coefficient convectif bâti/air ambiant. Ceci renforce l'idée de la considération de la réalité (observation ou mesure de la vitesse de l'air soufflant sur la surface externe) dans le but de parfaire une simulation donnant un modèle plus précis.

Bien sûr, d'autres études sont nécessaires si on veut prouver, par exemple, que la vitesse du fluide est uniforme ou non d'un bout à l'autre de la carcasse du moteur. Dans une machine électrique tournante, cette condition est rarement satisfaite. Ce qui fait que seules les expérimentations dédiées permettent d'évaluer le niveau d'échange, si nécessaire. En réalité, le ventilateur conduit à un écoulement non uniforme avec en particulier une composante radiale tendant à éjecter l'air de la carcasse, phénomène défavorable au transfert de chaleur. Et dans ce cas, une partie importante de la carcasse n'est soumise qu'aux transferts radiatifs et convectifs naturels (surtout quand la vitesse de l'air est faible).

Donc, l'utilisation des transpositions de théories classiques issues des formes géométriques plus simples peut s'envisager, mais à condition de minorer le niveau de transfert (coefficient d'échange).

#### 4.3.4 Analyse de sensibilité vis-à-vis de la température ambiante

Une étude simulée en régime permanent et à charge nominale (densité uniforme) a permis de constater que le même moteur utilisé dans un endroit où la température de l'air ambiant est de 40°C engendre une élévation moyenne de l'ordre de 20°C à l'intérieur du moteur par rapport à un fonctionnement avec une température ambiante de 23.4°C (Tableau 4.6). Ceci montre l'importance de tenir compte de la dynamique de l'environnement du moteur. Une situation qui peut intéresser les utilisateurs (régions, endroits, pays) et par ricochet les concepteurs.

	T <sub>air ambiant</sub> 23.4°C	T <sub>air ambiant</sub> 40°C	Écart en °C
Inter-bobine	93.0	113.0	20
Dent	81.25	97.40	16.15
Culasse	72.6	88.83	16.23

Tableau 4.6 Comparaison entre deux valeurs de la température ambiante

Même si la classification des moteurs est faite souvent par rapport à une température ambiante de 40°C, cette partie d'analyse est importante et significative en résultats.

*Remarque :* Si on utilise les profils de distribution spatiale de pertes, les valeurs de la température sont plus élevées.

#### 4.3.5 Conclusion

Il est démontré qu'une bonne répartition spatiale des pertes contribue, d'une manière efficace, à élaborer un modèle thermique du moteur électrique. Le modèle associé à des données d'entrée correctes permet donc de mieux prédire le comportement thermique du moteur avec une bonne précision.

La méthode de répartition développée au chapitre 2 a apporté beaucoup pour les données d'entrée du modèle, avec comme conséquence, une meilleure précision de prédiction. On veut signaler que l'aide d'une meilleure répartition des pertes, même pour la densité uniforme, a amélioré de beaucoup les résultats sur la distribution de la température. Cette dernière constatation confirme en même temps de la conformité du modèle thermique du moteur asynchrone à cage élaboré.

La durée d'une simulation en régime thermique permanent est d'une centaine de secondes, ce qui représente une méthode pratique pour les concepteurs. En régime évolutif, la même simulation dure neuf (9) minutes environ. Les variations géométriques sont faciles à faire avec la paramétrisation des dimensions [5].

#### **4.4 Exploitation du modèle thermique**

La présence de tensions harmoniques se traduit par la circulation de courants harmoniques dans les enroulements du moteur et crée donc des échauffements supplémentaires ainsi qu'une altération, généralement faible, du couple moteur. Les pertes sont proportionnelles au terme  $U_h^2/h^2$ , où  $h$  est le rang de l'harmonique. Ces pertes se traduisent par des échauffements qui ne sont pas forcément nocifs à moyenne charge, mais elles peuvent réduire les possibilités d'utilisation des moteurs à pleine charge. Il est alors nécessaire de déclasser le moteur.

Le cas considéré dans cette exploitation est l'alimentation du moteur par un convertisseur MLI. Un groupe de chercheurs a montré [33] que, alimenter un moteur asynchrone à l'aide d'un convertisseur MLI fait augmenter les pertes fer de 67,7 % en fonctionnement à pleine charge et de 63,5 % pour les pertes dans les cuivres. Cependant, il faut signaler que cette augmentation dépend du taux de distorsion de la tension d'alimentation. Bien sûr, il faut les répartir en tenant compte du phénomène

qui en est la cause. Contrairement aux harmoniques d'espace, les harmoniques de tension/courant engendrent des pertes qui se répartissent d'une manière différente dans les circuits magnétiques. Pourtant, aucune information formelle n'est disponible pour répartir ces pertes d'une manière spécifique.

Une simulation spatio-temporelle a été faite [33] et les résultats ont montré une concentration plus forte de pertes fer dans la culasse. En utilisant ces informations, on a procédé à une simulation du point de fonctionnement nominal, en régime permanent du moteur, et les résultats sont consignés dans le tableau ci-dessous. Les pertes fer sont augmentées de 63 %, mais en conservant la répartition donnée par les mêmes profils (température ambiante de 23.4°C).

Lieu	T (°C) alimentation sinusoïdale	T (°C) alimentation MLI	Écart en °C
Inter-bobine	93.0	119.23	26.23
Denture	81.25	103.66	22.41
Culasse	72.6	92.20	19.6

Tableau 4.7 Températures en alimentation par MLI,  $g = 1.5 \%$

Il est donc logique de prendre en compte la présence des alimentations non conventionnelles (génératrices d'harmoniques) ou le cas des lignes polluées lors de l'analyse thermique des moteurs asynchrones comme une évidence. Cependant, la norme IEEE 519 Standard sur les harmoniques donne les valeurs des taux d'harmoniques recommandées.

Un fonctionnement à 100% de la charge nominale a été analysé par simulation et réalisé expérimentalement en suivant les normes de IEEE 519 Standard, une légère augmentation a été observée au niveau des températures. Le cas n'était pas

concluant. Pour mieux voir les effets des harmoniques, un autre essai pour un fonctionnement à 75% de la charge nominale a été fait. Une simulation a été effectuée. Les allures de la tension et du courant sont montrées sur la figure 4.7. On n'a pas tenu compte de l'augmentation des pertes dans les autres parties du moteur, comme au rotor ou dans les conducteurs statoriques, mais les résultats parlent d'eux-mêmes.

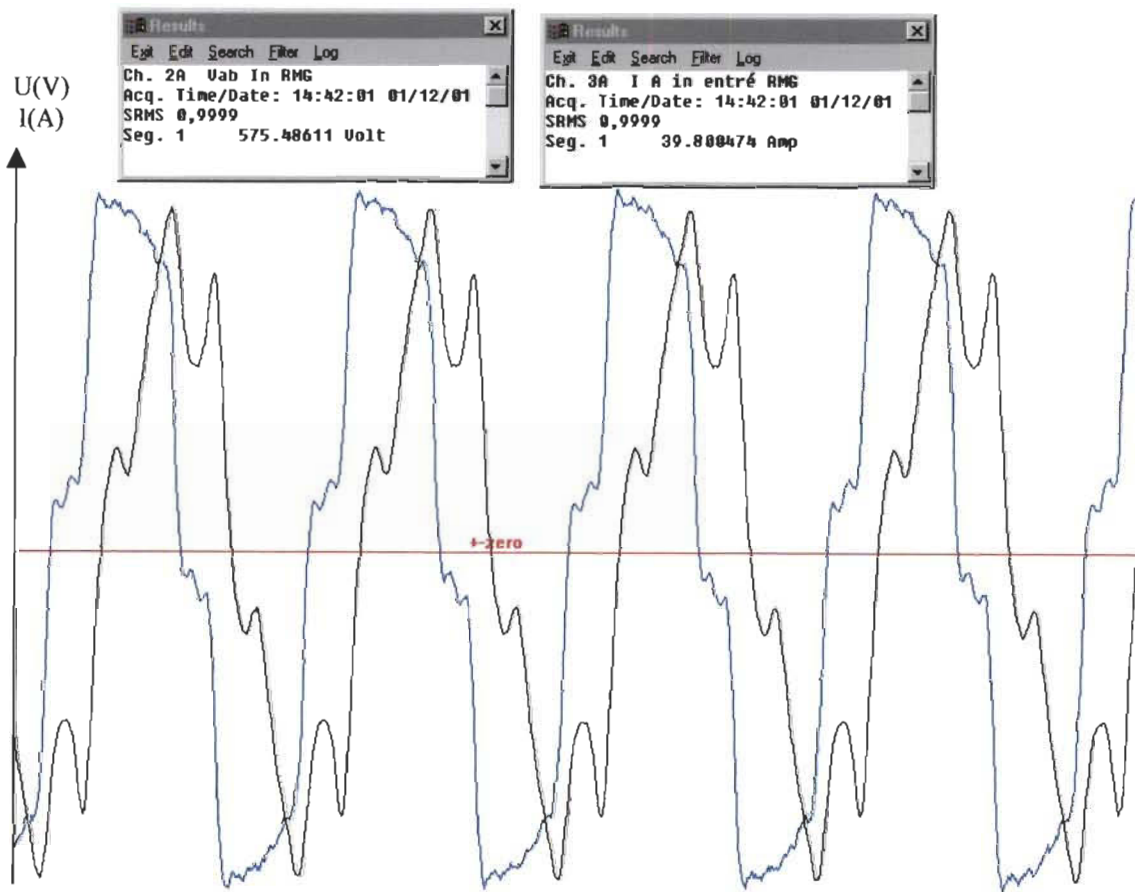


Figure 4.7 Courbes de tension et courant de la source d'alimentation

— courant  
— tension

Caractéristiques :

- Harmoniques de tension appliquées au générateur (tensions ligne-neutre):
- 15 % de la 5<sup>è</sup>
- 10 % de la 7<sup>è</sup>
- 5 % de la 11<sup>è</sup>
- 2.5 % de la 13<sup>è</sup>

Le tableau ci-dessous donne les différentes valeurs de la température lors du fonctionnement à 75% de la charge nominale et mesurée.

Lieu	T(°C) sim. alimentation sinusoïdale	T (°C) Expérimentale. sinusoïdale	T (°C) sim. alimentation MLI	T (°C) Expérimentale MLI
Inter-bobine	71.25	72	75.45	76
Dent	64.70	66	66.2	69
Culasse	58.61	59	60	61

Tableau 4.8 Comparaison en température entre deux types d'alimentation à 75% de la charge nominale

Tout d'abord et par rapport au fonctionnement avec une alimentation sinusoïdale et à 75%, l'utilisation d'une alimentation non conventionnelle a fait diminuer le rendement de 3%, le facteur de puissance de 5.8% et le couple de 8.3%. Pour produire le même couple qu'en alimentation sinusoïdale, il aura fallu augmenter la puissance à l'entrée du moteur. Cela aurait occasionné bien sûr des surplus de pertes : donc une élévation de température plus prononcée.

Dans la simulation, une augmentation de densité de puissance dans la culasse statorique a été observée en appliquant la technique température-temps (de l'ordre

de 7.6%), tandis qu'à la denture on a juste 2% d'augmentation de la densité de pertes fer. Les harmoniques de temps apportent vraiment plus de pertes dans les culasses comme l'a montrée l'étude faite dans [33]. Les résultats auront pu être plus significatifs si on avait pu appliqué la méthode de ségrégation des pertes pour le cas ci-présenté [13].

Lieu et écart de T entre sans harmonique et avec harmonique	Simulation	Expérimentale
Bobine	4.2 (°C)	4 (°C)
Dents	1.5 (°C)	3 (°C)
Culasse	1.4 (°C)	2 (°C)

Tableau 4.9 Tableau des écarts de température avec les cas alimentation sinusoïdale et avec harmoniques

On remarque, tout de suite, que c'est la partie dans les encoches qui subissent les conséquences de la présence des harmoniques. En effet, en augmentant les pertes dans les circuits magnétiques, même si les pertes dans les enroulements n'étaient pas prises en compte, le transfert de chaleur vers l'extérieur se retrouve perturbé. La température de la culasse, et donc de la carcasse, augmente et ce phénomène agit comme un barrage au transfert, donc une élévation plus sensible de la température dans les encoches. Or, on sait bien que les éléments les plus sensibles à la chaleur sont dans les encoches.

Cet aperçu a montré un phénomène dont on se doutait déjà : l'élévation de température des moteurs alimentés par ces types de sources. Ces informations sont très utiles, dans un premier temps, pour les utilisateurs, et dans un deuxième temps pour les constructeurs de moteurs électriques et les concepteurs des blocs



d'alimentation non conventionnelle. Pour les premiers, cette connaissance va leur permettre de tenir compte de l'échauffement supplémentaire du moteur et de leur permettre de gérer aussi l'environnement du moteur (relatif à la température ambiante).

Pour les seconds, ces considérations les aideront à pousser un peu plus loin leur investigation lors d'une conception ; bien sûr d'autres facteurs sont à considérés (essais réalistes), mais un fait s'impose : il faut tenir compte des pertes dues aux harmoniques de tension/courant.

Enfin, lors de cette expérimentation, on a limité le taux individuel des harmoniques, mais dans la réalité, il est beaucoup plus élevé [34].

#### **4.5 Conclusion**

La validation du modèle thermique du moteur asynchrone à cage a permis de tester de sa conformité et de son efficacité. Les résultats obtenus en température, dont l'écart relatif est largement inférieur à 10 %, reflètent l'amélioration de la précision apportée. En plus, l'utilisation du modèle a permis de faire des investigations du comportement du moteur en fonction de son environnement et de son alimentation.

Elle a permis de réviser certaines hypothèses que l'on a émises au début de l'étude. Ce genre d'opérations permet donc, dans un premier temps, au chercheur, de faire des investigations plus poussées pour réajuster certaines hypothèses simplificatrices qui constituent parfois une source d'imprécision. On a remarqué ce problème, entre autres, pour l'encoche : on a pu ainsi améliorer le sous-modèle. Dans un deuxième temps, la méthode de modélisation permet une ouverture aux concepteurs de voir comment peuvent être réparties les pertes.

Cette possibilité permet de trouver une solution au problème d'évacuation ou de réduction de pertes. L'utilisation des profils de répartition des pertes a permis de faire un pas important pour la localisation spatiale des pertes supplémentaires, qui a été toujours prise de manière aléatoire.

Cette validation a permis aussi de montrer l'importance des informations, non seulement du constructeur, mais aussi de l'observation de la dynamique de l'environnement du moteur et de sa présentation physique réelle. Ces informations contribuent à l'amélioration de la précision du modèle. Quand on travaille avec un moteur qui a pu subir des modifications de toutes sortes de la conception à la réalisation et dans sa vie active (bobinage, ventilateur, etc.), c'est donc une meilleure façon d'en tenir compte.

Les résultats prévisionnels sur l'utilisation des sources d'alimentation non conventionnelles pour les moteurs asynchrones attirent beaucoup l'attention. En effet, ces moteurs sont rarement conçus pour travailler sous ces conditions. La surchauffe résultante n'est donc pas prévue dans leur classification ou leur conception. Si on considère le cas du moteur à l'étude qui est de classe F, les normes indiquent que l'élévation de température maximale est de 105 °C, soit une température de 145 °C, si celle de l'air ambiant est de 40 °C. Or, une combinaison des cas 4.3.4 et 4.4 mène tout droit la température du moteur dans la zone limite. On comprend mieux pourquoi des moteurs sont déclassés avant l'âge.

Cette nouvelle méthode de modélisation de la répartition spatiale de pertes donne une autre perspective d'utilisation. On peut citer l'analyse de l'influence de l'utilisation des alimentations à travers les convertisseurs sur la forme des encoches statoriques ou les barres et anneaux rotoriques. En effet, Z.M. Zhao et al [35] y ont

fait allusion. La forme des encoches rotoriques de fabrication compliquée peut trouver une solution, rendant l'usinage plus facile et donc un coût moindre sans nuire à la capacité du moteur. Une réduction de masse de matière utilisée (surtout le fer) peut être obtenue. Cette augmentation de puissance massique nécessite des analyses thermiques plus rigoureuses encore.

Dans tous les cas, le modèle élaboré dans ce projet promet une souplesse d'utilisation, que ce soit pour la prévision ou la conception. La technique peut s'étendre aussi à d'autres machines électriques tournantes ou statiques (machines synchrones, transformateurs, etc.).

## Chapitre 5

### CONCLUSION GÉNÉRALE

Parmi les nombreux problèmes rencontrés dans l'étape de conception des moteurs asynchrones, la partie thermique est d'importance considérable. Ceci est du fait que le problème thermique est fréquemment le facteur qui détermine la taille et la durée de vie du moteur. De sorte que concevoir un moteur fiable et économique, une prédiction précise de la distribution de la température dans le moteur ainsi que l'efficacité du système d'évacuation de ces chaleurs générées dans le fer et dans les cuivres sont d'importance pour le concepteur.

Or, la prédiction de l'échauffement d'un moteur asynchrone à cage est basée sur une connaissance complète des dimensions géométriques, des propriétés thermophysiques des différents matériaux, des paramètres thermiques calculés et des pertes générées. Nombreux de ces paramètres peuvent être connus ou déterminés avec une très bonne précision (données des constructeurs ou de tests), par contre la répartition spatiale des pertes générées et transformées en chaleur, en particulier les pertes fer, est difficile à faire.

Cependant, de grandes améliorations ont été apportées dans tous les aspects de la conception des moteurs asynchrones, qui est orientée vers la maximisation de la puissance massique. Les matériaux actifs sont soumis à des contraintes thermiques aux confins de leurs limites. L'avènement de nouveaux matériaux, la stratégie d'optimisation de la conception, et une économie très compétitive ont aidé la

conception des moteurs de plus faibles dimensions avec des performances plus grandes. L'analyse thermique de ces moteurs repose encore sur des modèles trop généraux pour tenir compte des effets des surcharges thermiques possibles ou de la localisation spatiale des sources thermiques.

Une conséquence directe de la méthode d'analyse est un déclassement prématuré ou un bris trop fréquent des moteurs asynchrones. Cet aspect pénalise effectivement les utilisateurs et préoccupe les concepteurs. Par conséquent, il y a une demande grandissante de modèles plus précis pour prédire l'échauffement dans un moteur électrique.

Comme le niveau de température atteint par les éléments critiques, l'isolant de bobinage en particulier, dépend des sources de chaleur générées dans ce système et de la technique de refroidissement, il est donc à priori nécessaire de déterminer simultanément les dissipations générées et les températures qui en sont les conséquences en intégrant dans cette démarche les procédés de refroidissement. Cette démarche en elle-même peut être différente en étapes (qui peuvent être plus ou moins longues) suivant le type du moteur, fermé ou ouvert ou de d'autres considérations comme la vitesse de rotation. La diversité et la complexité géométrique des systèmes qui peuvent être abordés obligent à faire fréquemment appel à des expérimentations complémentaires. Et qui plus est, ces dernières deviennent partie intégrante de la démarche.

De plus, une analyse du comportement thermique d'une machine électrique tournante passe aujourd'hui par une modélisation numérique de l'ensemble du système, de son environnement et des phénomènes qui y opèrent. L'hypothèse sur l'étude radiale à 2-D centrée sur la partie médiane du moteur soulève à l'heure actuelle beaucoup de questions par rapport à un modèle à 3-D. Vu l'évolution en

traitement numérique et de la puissance des outils, c'est la formulation mathématique des phénomènes réels qui limite les possibilités.

Une investigation alliant la méthode numérique et l'expérimentation a été initiée dans ce travail, dans un premier temps pour la détermination et la répartition spatiale des pertes dans un moteur asynchrone à cage de moyenne puissance. Dans un deuxième temps, elle est appliquée à l'élaboration du modèle thermique.

L'utilisation de la méthode d'analyse thermique par éléments finis nécessite une information plus précise de la répartition spatiale des pertes. L'analyse du champ électromagnétique par la méthode des éléments finis et la connaissance en technologie des phénomènes réels sur sa répartition ont permis d'élaborer des profils mathématiques de distribution desdites pertes. Ces profils ont été ensuite affinés, à des points de référence, par la méthode de mesure pratique de densité de puissance température-temps. Cette méthode mixte a permis de répartir les pertes fer avec une meilleure précision, sans que l'opération soit lourde.

Elle a été appliquée sur un moteur asynchrone à cage de 50 hp, 573 V. Avec un minimum d'essais et de simulations, on est arrivé à répartir les pertes selon des profils convenables qui répondent bien au moyen de traitement numérique par éléments finis de l'analyse thermique du moteur.

Ce qui a été fait se résume en deux points :

- Les pertes globales sont bien connues par le biais des mesures. La méthode de ségrégation des pertes permet de les répartir dans les différents blocs du moteur (stator et rotor).

- À la place d'une densité uniforme pour chaque bloc, la répartition par profils a été utilisée après affinage. En ce sens, le premier objectif du projet est atteint.

Comme premiers résultats en ce sens, une analyse a été faite concernant le rôle joué par la répartition spatiale des pertes sources de chaleur. L'importance à donner à ces informations a été constatée. Et elles sont d'autant plus importantes pour deux raisons : la sensibilité thermique des moteurs due à leur densité de puissance très élevée et l'utilisation des sources d'alimentation non conventionnelles pour des moteurs qui ne sont pas, spécifiquement, conçus pour elles. L'intégration des pertes supplémentaires au niveau de sources thermiques a été effective. Des investigations sur l'utilisation du moteur sous une alimentation non conventionnelle ont été entamées. Localiser les pertes avec une bonne précision donne de bons résultats, mais si on arrive à mieux les répartir, ça améliore les bons résultats.

La conséquence directe et mesurable de ces apports est l'amélioration au niveau des valeurs de la température quand on avait comparé le cas de la densité uniforme et celui avec profils, pour le même modèle thermique.

Du point de vue analyse thermique, on a assisté à un apport non moindre de l'expérimentation et de la connaissance de l'objet réel lors de l'analyse des transferts de chaleur, pour voir quel transfert faut-il prioriser et dans quelle direction. Ceci est d'autant plus important que les moteurs ont leur spécificité propre de construction. En ce sens, les informations provenant du constructeur sont importantes, malheureusement pas toujours disponibles. Cet aspect est valable, non seulement pour les moteurs asynchrones, mais aussi pour toute autre machine électrique.

Une nouvelle procédure pour déterminer les coefficients de transfert de chaleur est d'utiliser la technique expérimentation-simulation. Elle a permis de réduire le nombre des essais nécessaires à la détermination des paramètres thermiques. Et malgré que la méthode semble dédiée à l'analyse thermique des moteurs déjà existants, elle offre quand même un terrain d'analyse pour la conception.

Certains sous-modèles calculés théoriquement ont pu être améliorés (encoches, coefficients d'échanges convectifs), à l'aide de l'observation de la réalité (la disposition des enroulements dans l'encoche, vitesse de l'air circulant sur la surface externe du moteur). Des essais spécifiques ont permis aussi d'affiner les valeurs des paramètres thermiques. Comparés à ceux trouvés expérimentalement, ils sont en bonne concordance. L'écart entre les résultats théoriques et expérimentaux est en bas de 10%. Le second objectif de ce projet est donc aussi atteint.

Il est à noter que le fait de la disponibilité des moyens de simulations permet de réduire considérablement le nombre des essais et d'éviter d'utiliser les mêmes essais pour la validation et le calage des paramètres.

La validation du modèle thermique du moteur asynchrone à cage a montré l'apport significatif du travail. En effet, les résultats obtenus en température à partir du modèle montrent une très bonne concordance en tout point du moteur où une comparaison avec les mesures était possible. La finalité d'un écart de température simulée-expérimentale inférieur à 10% est également atteinte.



Cependant, il est nécessaire de porter beaucoup d'attention au cas où les transferts de chaleur axiaux devraient être pris en compte, et où le phénomène de convection est prépondérant par rapport à la conduction (entrefer plus large ou grande vitesse de rotation).

Dans le domaine de l'analyse thermique des moteurs asynchrones à cage, les contributions de la thèse se résument donc aux points suivants.

Pour la communauté scientifique :

- l'élaboration d'une répartition quasi-synthétique des sources de chaleur utilisant des profils où toutes les pertes sont intégrées,
- l'importance de l'observation et des expérimentations lors de l'élaboration de ces profils et lors du calcul des paramètres thermiques,
- et enfin de présenter un modèle thermique fiable et souple d'utilisation.

Ces contributions renforcent encore l'avis général sur l'indissociabilité de l'expérimentation et de la simulation numérique.

Pour le concepteur, l'utilisateur et le réparateur de machines électriques, donc du côté d'ordre pratique, on avait soulevé le problème de l'isotropie de la conductivité équivalente de l'encoche. Cette isotropie pourrait être satisfaite par l'utilisation des cales d'encoche qui tassent au mieux les conducteurs, améliorent la conductivité thermique de celle-ci et aident à mieux transférer la chaleur. Le problème engendré par la présence des trous (utilisés pour l'assemblage ou pour la ventilation ou pour d'autres raisons techniques) ou des échancrures sur le transfert de chaleur dans les machines électriques a été constaté encore une fois. La conception et l'analyse du comportement électromagnétique et thermique des machines peuvent être vues sous

un autre angle à l'aide de l'utilisation de la méthode développée dans ce travail, sachant que le fonctionnement des moteurs avec les convertisseurs est là pour rester (fonctionnement à vitesse variable des moteurs).

Et enfin, l'importance du choix de l'emplacement des moteurs est un point à ne pas négliger (direction du vent, choix de l'endroit d'installation, etc.).

Cette méthode peut être très profitable si l'on considère un couplage entre plusieurs phénomènes physiques que l'on ne peut pas modéliser en même temps, comme c'est le cas dans un moteur électrique.

Bien sûr, la résolution numérique du problème devient extrêmement sensible à des petits écarts sur les données, qui sont inévitables du fait des incertitudes expérimentales, du caractère approché du modèle mathématique par rapport à la réalité et du fait que les données expérimentales sont en nombre fini. Néanmoins, si la méthode tient compte du caractère éventuellement incomplet et imprécis des données, le cadre mathématique offre une possibilité d'inclure des informations supplémentaires.

Cette démarche cadre dans une technique dite « les problèmes inverses » ou « de l'expérimentation à la modélisation » qui devient de plus en plus en vogue et dans différents domaines (évaluation de température dans des endroits inaccessibles, contrôle non destructif, reconstruction ou imagerie et d'autres). Cet aspect aide essentiellement là où des lois physiques sont mathématiquement complexes, et aidera à trouver d'autres idées pour améliorer la modélisation à partir de l'expérimentation.

L'exploitation de la mesure a donné son avantage dans ce projet. Aboutir à des formulations purement mathématiques sera bien l'idéal, mais ça inclut plusieurs disciplines, des matériels, des travaux en équipe et en relation étroite avec le milieu industriel de construction ou de conception des machines électriques ou encore avec un laboratoire équipé pour ce genre d'étude.

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] D. Roye, Modélisation thermique des machines électriques. Application à la machine à induction, *Thèse Doctorat d'Etat, Laboratoire d'Electrotechnique, Grenoble, 1983.*
- [2] A. Bousbaine, *An investigation into the thermal modelling of induction motor*, Thèse de Ph.D., Université de Sheffield, UK, June 1993.
- [3] G. Bertotti, M. Chiampi, D. Xchiarabaglio, F. Forillo, M. Lazzari, "An improved estimation of iron losses in rotating electrical machines" – *IEEE - Trans on Magnetics*, Vol.27, N.6, p. 5007-5009, November - 1991
- [4] R. Glise, Machines électriques tournantes. Simulation du comportement thermique, *Technique de l'ingénieur, traité Génie Électrique, D 3 760 – 1 - 1998*
- [5] Flux2D Version 7.30 - *Induction Machine Tutorial*, Edition 1996, Magsoft Corp.
- [6] D. Roye et R. Perret, "Définitions des règles de modélisation thermique des machines électriques tournantes", *Revue de Physique Appliquée* 20, p. 191-202, 1985.
- [7] A.L. Shenkman, M. Chertkov, "Experimental Method for synthesis of Generalised Thermal Circuit of polyphase Induction Motors", PE-364-6C(01-2000), *IEEE Transaction on Energy Conversion* (Pre-print paper)
- [8] Guy Grellet, *Pertes dans les machines électriques*, Technique de l'ingénieur, Traité Génie Electrique, D 3 450 - 12 , p.1-24, 1989.
- [9] J.Xu, A. Lakhsasi, Z. Yao, V. Rajagopalan, "A practical modelling method for eddy-current losses computation in laminated magnetic cores". *IAS – IEEE* – p.1532-1537, 1996.

- [10] Frédéric Dumas- J.M. Bieginger-Didier Lemoine, “ Estimation of iron losses in electrical machines using finite element method”, *IMACS-TCI-1993* , p.55-59.
- [11] C. Chillet, R. Isnard, A.W. Hadi, M. Brunello, “Analysis and localization of losses in an induction machine using a calorimetric method”, *Electric Machines and Power Systems*, 18, p.29-39, 1990.
- [12] A. Charette, S. Lahaie, *Evaluation des procédures de réparation des moteurs électriques*, LTEE 97-04. Laboratoire des technologies électrochimiques et des électrotechnologies d’Hydro-Québec, Octobre 1997.
- in electrical machines using finite element method”, *IMACS-TCI-1993* , p.55-59.
- [11] C. Chillet, R. Isnard, A.W. Hadi, M. Brunello, “Analysis and localization of losses in an induction machine using a calorimetric method”, *Electric Machines and Power Systems*, 18, p.29-39, 1990.
- [12] A. Charette, S. Lahaie, *Evaluation des procédures de réparation des moteurs électriques*, LTEE 97-04. Laboratoire des technologies électrochimiques et des électrotechnologies d’Hydro-Québec, Octobre 1997.
- [13] CSA C390 – 98 : *Energy efficiency test methods for three-phase induction motors performance of electrical products*. ISSN 0317-5669, Canadian Standards Association, 1998.
- [14] B.J. Chalmers. *Electric Motor Handbook*, 1. Electric motors British library cataloguing in Publication Data, 1988.
- [15] G. Champenois - D.Roye - D.S. Zhu, “ Electrical and thermal performance predictions in inverter-fed squirrel-cage induction motor drives”, *Electric Machines and Power Systems*, p.355-369, 1994.
- [16] A. Diop, J-P. Ducreux, S. Undreiner, *Des outils pour les moteurs à grande vitesse (partie photocopiée p.3-13)*.

- [17] Adissa A. Jomoh, “ Thermal Effects of Stray Load Losses in Induction Machines “, *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol.36, No.4, p.1085-1093, 2000.
- [18] G. Rakotonirina. *Rapport d’Examen Doctoral*. Chaire industrielle de recherche sur les Procédés Efficaces Energétiques : Hydro-Québec-CRSNG-UQTR. Décembre 1998.
- [19] C. Chillet, A.W. Hadi, R.Perret, R. Isnard, “ Identification du modèle thermique d’une machine à induction de puissance moyenne “, *Revue de Physique Appliquée*, 24, p.923-931, 1989.
- [20] A. Bousbaine, W.F. Low, M. McCormick, “In-situ determination of thermal coefficients for electrical machines”, *IEEE Electrical Machines and Power Systems*, 95 WM 030-7 EC, p.1-7, 1995.
- [21] M. Chertkov, A. Shenkman, “Determination of heat state of normal load induction motors by a no-load test run”, *Electrical machines and Power systems*, 21, p.355-369, 1993.
- [22] R. Glises, A. Miraoui, J.M. Kauffmann, “Steady state and transient thermal behaviour of an induction motor”, *IMACS-TCI’93*, p.189-194, 1993.
- [23] R. Glises, G. Hostache, J.M. Kauffmann, “Simulation du comportement thermique en régime permanent d’un moteur asynchrone à refroidissement extérieur. Étude par éléments finis “, *Journal de Physique III France*, 4, p.1723-1735, 1994.
- [24] R. Glises, A. Moraoui, J .M. Kauffmann, “Thermal modelling for an induction motor “, *Journal de Physiques III France*, 3, p.1849-1859, 1993.
- [25] IEEE 112 *Standard test procedure for polyphase induction motors and generators*, IEEE Std 112-1996, IEEE Power Engineering Society, New York, NY.

- [26] A. Bousbaine, W.F. Low, M. McCormick, N. Benamrouche, “Thermal modelling of induction motors based on accurate loss density measurements”, Proc. ICEM, UMIST, Manchester, p.953-957, 1992.
- [27] Excel de Microsoft Office 2000.
- [28] Ernest Matagne, “Macroscopique thermal conductivity of a bundle of conductors”, IMACS-TC1’90, p. 189-193, 1990.
- [29] E. Chauveau, M.E. Zaïm, T. Saïdi, “ Magneto-thermal modeling of induction machines using inverse problem methodology“, *Electrimacs’99*, p.I.91-I.95, 1999.
- [30] Yves Bertin, *Refroidissement des machines électriques tournantes* , Technique de l’ingénieur – Traité Génie Électrique D 3 460 , p.1-20, 1999.
- [31] J.P. Bardon, “ Introduction à l’étude des résistances thermiques de contact “, *Revue Générale de Thermique*, n. 125, p.429-447, 1972.
- [32] J. Xypteras, V. Hatzathanassiou, “Thermal analysis of an electrical machine taking into account the iron losses and the deep-bar effect”, *IEEE Transactions on Energy conversion*, Vol 14, n. 4, 1999.
- [33] J.F. Bangura, N.A. Demerdash “Simulation of inverter-fed induction motor drives with Pulse-Width Modulation by a Time-stepping coupled finite element-flux linkage-based State space modele”, *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol.14, N. 3, p.518-525, September 1999.
- [34] Eric\_Philippe Lamothe, *Analyses statistiques des niveaux d’harmoniques produits par des installations multi-convertisseures*, Rapport de Stage, Département de Génie Électrique et de Génie Informatique, UQTR, juillet 2000.
- [35] Z.M. Zhao, S. Meng, C.C. Chan, E.W.C. Lo, “A Novel Induction Machine Design Suitable for Inverter-Driven Variable Speed Systems”, PE-019EC (07-2000), pre-print paper.

## ANNEXE 1

### CARACTÉRISTIQUES DU MOTEUR M1

Manufacturier	WEG PREMIUM FICIENCY
Modèle	1194 ?
Numéro de série	N.79182 R
Tension nominale (V)	575
Puissance nominale (hp)	50
Courant nominal (A)	47.5
Vitesse synchrone (tr/min)	1800
Fréquence (Hz)	60
Vitesse nominale (tr/min)	1770
Rendement garanti (%)	93.8
Design NEMA	B
Boîtier	326T
Enveloppe CSA	TEFC
Classe d'isolation	F
Facteur de service	1.15
No. réf. LTEE	5014-02

Tableau A11 Caractéristiques du moteur d'étude

Les paramètres électriques calculés et obtenus par mesure sont consignés dans le tableau A12.

Désignation	Valeur calculée	Valeur mesurée
Résistance d'une phase du stator	0.2672 $\Omega$ à 23.6°C	0.2775 $\Omega$ à 23.6°C
Inductance de fuite d'une phase du stator	2.855 mH	3.9 mH
Résistance d'une barre rotor	6.1556 E-5 $\Omega$	n.d
Résistance d'anneau inter-barre	1.841 E-6 $\Omega$	n.d
Inductance d'anneau inter-barre	2.2978 E-9 H	n.d
Résistance d'une phase du rotor	0.94 $\Omega$	1.3525 $\Omega$
Inductance de fuite du rotor	1.8 mH	3.9 mH

Tableau A12 Caractéristiques électriques



## CARACTÉRISTIQUES DU MOTEUR M2

MARATHON ELECTRIC BLUE MAX

Model # 3N 445 THF N 6060AAW Frame 445T

Poles 4, Enc. TEBC CODE : G G : B Type TFS

INS : F1

VOLTS 575 Hz : 60 Amps : 180

SF 1.0 DUTY : CONT Max Amb °C 40 Temp sensors T-STATS

SERIAL : MU 120650 – 12/9 N.L Amps 56.0

Max rpm : 2700 S.E BRG : 318 O.S.E BRG : 316 Rotor W.K<sup>2</sup> : .56

Hz	HP	RPM	TORQUE	Volts	Amps
1			588		176
60	200	1785	588	575	180
90	200	2670	592	575	180

Ohms ph. R1 : 0,19, R2 : 0.15

X1 : 0.189, X2 : 0.204

XM :5.75

P/N Y520/575 Volts

3 Phase inverter duty AC induction motor

MPD. BY M.E Manufacturing corp

Wausau, WI, Made in USA

## ANNEXE 2

### Détail de conception

Matériau	Résistivité électrique		Perméabilité Magnétique relative	
	Valeur en $\Omega.m$	Coefficient de température $^{\circ}C^{-1}$	Valeur	Coefficient de température
Cuivre	1.724 E-8	3.93 E-3	1	
Fer	4.5E-7	5.2 à 5.6 E-3	Courbe $B=f(H)$	
Aluminium	2.655 E-8	4.46 E-3	1	
Acier	4 E-7		300.0	
Fonte	9.71 E-8	5.2 à 5.6 E-3	300.0	

Tableau A21 Caractéristiques électriques

(\* : valeurs tenant compte de la configuration réelle).

Section d'encoche / utilisée*	333.54 mm <sup>2</sup> / 299.8mm <sup>2*</sup>
Section cuivre dans une encoche	137.6 mm <sup>2</sup>
Coefficient de remplissage	0.42 / 0.46*
Spires par bobine	8
Fils en parallèle (AWG)	7 dont 4 de 16 ½ et 3 de 16
Pas moyen	10
Nombre de bobines	48
Groupes de bobines	12 de 4
Couches	2
Couplage	$\Delta$
Epaisseur isolant d'encoche	0.23 mm
Longueur 1 spire	1036 mm
Longueur 1 bobine	8289 mm
Epaisseur carcasse	8.8 mm
Epaisseur isolant de bobines	0.51 mm
Nombre de dents statoriques	48
Nombre de barres rotoriques	54

Tableau A22 Caractéristiques dimensionnelles

## Formules pour calculer les paramètres électriques

(Tirées des livres de Liwischitz, M. *Calcul des machines électriques* et de S. Loutzky *Calcul pratique des alternateurs et des moteurs asynchrones*)

### 1. Résistance d'une phase

On a 7 fils en parallèle dont 4 de  $16^{1/2}$  et 3 de 16

$$R_{bi} = \rho_{cu} \frac{l_{bi}}{S_{cuT_i}}$$

$$R_b = \frac{R_{b16^{1/2}} \cdot R_{b16}}{R_{b16^{1/2}} + R_{b16}}$$

$R_{bi}$  : est la résistance d'un groupe de conducteurs de même section,

$S_{cuTi}$  : est la section totale de cuivre de même section,

$R_b$  : est la résistance équivalente des deux groupes de conducteurs mis en parallèle.

La résistance de la développante d'une phase est :

$$R_{bdev} = R_b \cdot \frac{l_{dev}}{l_{spireT}}$$

$l_{dev}$  : est la longueur de conducteurs dans les développantes,

$l_{spireT}$  : est la longueur totale de conducteurs d'une phase.

### 2. Inductance de fuite d'une phase (dents, encoches, têtes de bobines)

$$L_{oph} = \frac{n_1^2}{2pg} P_{tot} \cdot 10^{-8}$$

### 3. Résistance d'une barre

$$R_2 = r_b + \frac{r_{cm}}{2 \sin^2 \frac{\pi p}{n_2}}$$

## Propriétés thermophysiques

Propriétés physiques	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$C_p$ (J/ Kg.°C)				$k$ (W/ m.°C )			
Températures Corps	20 °C	0 °C	20 °C	100 °C	200 °C	0 °C	20 °C	100 °C	200 °C
Acier	7753	486				36	36	36	36
Aluminium	2707	886	896	936	980	202	204	206	215
Cuivre	8954	381	383	392	403	386	386	379	374
Fer 2.75%Si	7665		460				31		
Fonte 4% C	7272		420				52		
Isolant de bobinage Émail	1200		1250				0.15		
							0.86		
Isolant des tôles							0.2		
Air sec	1.2	1004	1006	1011.5	1026	0.0242	0.0258	0.0318	0.0387

Tableau A23 Propriétés thermophysiques des principaux matériaux

Corps	Coefficient de $k$ (°C <sup>-1</sup> )	Coefficient de $C_p$ (°C <sup>-1</sup> )
Aluminium	4.98 E-4	5.64 E-4
Cuivre	-1.81 E-4	2.89 E-4
Fer	-8.22 E-4	1.09 E-3

Tableau A24 Coefficients de température de certains matériaux

T(°C)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$k$ (W/m. °C)	$C_p$ (J/kg. °C)	$\eta$ (kg/m.s)	$\beta$ (°K <sup>-1</sup> )
0.0	1.293	0.0242	1004	1.72 E-5	3.66 E-3
25	1.177	0.0262	1006	1.84 E-5	3.36 E-3
50	1.088	0.0281	1007.5	1.96 E-5	3.10 E-3
75	0.998	0.0300	1009	2.07 E-5	2.87 E-3
100	0.940	0.0318	1011.5	2.18 E-5	2.68 E-3
150	0.833	0.0354	1017.5	2.39 E-5	2.36 E-3
200	0.744	0.0387	1026	2.58 E-5	2.11 E-3

Tableau A25 Propriétés de l'air sec à la pression atmosphérique

## **ANNEXE 3**

### **TRAVAUX AUXILIAIRES AU PROJET DE RECHERCHE**

**Date : 06/1998**

Dans le cadre du projet de recherche intitulé "Modélisation thermique des moteurs asynchrones à cage par la méthode des éléments finis ", on prévoit faire certains travaux tels que l'implantation des thermocouples dans le moteur pour la prise des températures nécessitant son rebobinage et des perçages dans les parties fer. On avait demandé à l'entreprise M Électrique Inc. de faire une estimation des frais des travaux énumérés ci-dessous avec les spécifications nécessaires.

#### **1- Insertion des thermocouples**

##### *Emplacement*

- dans les encoches du stator dans les plans suivants :
  - dans le plan médian transversal (S2), (1,2,3,4,5,6,40) ;
  - dans chaque plan extrême (S1, S3) du même encoche (7,8,9,10,11,12) et (13,14,15,16,17,18) ;
- dans les développantes : coupe longitudinale (19,20,21,22) ;
- insérer dans la carcasse statorique (29,30,31) suivant les plan médian et extrêmes ;
- pour l'air ambiant dans le moteur (près des flasques) (23,24,25,26) ;
- dans les flasques avant et arrière (27,28,32,33) ;
- pour l'air ambiant extérieur (02) sur la carcasse statorique.

Au total et avec une marge raisonnable, on a besoin de 40 thermocouples. Il est souhaitable que l'emplacement des thermocouples soit bien précis et connu. Les coordonnées exactes des points où sont implantés les thermocouples doivent figurer dans le document autant qu'il est possible de le faire.

- \* les thermocouples dits dans les bobines sont supposés au centre de l'encoche entre 2 demi bobines,
- \* les thermocouples dits dans les dents se situent sur la même circonférence que ceux dans la bobine,
- \* ceux qui sont dans la culasse statorique doivent être sur une circonférence de rayon  $r$  tel que :

$$r = r_{fenc} + (r_{ex} - r_{fenc})/2$$

$r_{ex}$  : rayon extérieur de la tôle ;  $r_{fenc}$  : rayon du fond d'encoche.

On signale que pour chaque point considéré ci-dessus, on a une série de thermocouples décalés de 180 degrés géométrique (haut et bas du moteur).

## 2- Circuit magnétique

On a besoin des dimensions suivantes :

- longueur de l'empilement de tôles ;
- épaisseur d'une feuille de tôle ;
- inclinaison d'encoche s'il y en a.

## 3- Conducteur utilisé

- diamètre du fil avec émail et sans émail ou donnez une portion ;
- autres informations utiles à un dimensionnement.

#### **4- Isolant d'encoche**

- type (caractéristiques) ;
- épaisseur ;

#### **5- Bobinage**

- type de bobinage, pas, etc... ;
- schéma de bobinage ;
- nombre de spires par phase, etc, ..., ;
- longueur moyenne d'une spire.

#### **6- Autres travaux**

- insérer des spires pour capter une tension permettant de suivre le niveau de saturation (on en avait discuté du procédure);
- faire un trou sur les flasques pour sortir les fils des thermocouples ;

De bon contact thermique entre les surfaces et les thermocouples sont souhaités ainsi que des bonnes isolations des fils de raccordements.

Le coût des travaux a été estimé à Mille huit cent dollars canadiens (1 800.00 \$CAN).

La démarche administrative est en cours pour la demande de subvention auprès de la Chaire de Recherche Industrielle d'Hydro-Québec et de l'Université du Québec à Trois-Rivières.

## MODIFICATIONS APPORTÉES AU MOTEUR

### 1. Introduction

Il est à noter que quelques modifications ont été apportées sur le moteur après rebobinage. De ce fait, il est important, pour la suite de l'étude, de s'assurer que ces modifications n'ont pas porté préjudice aux caractéristiques principales du moteur. Cette partie sert comme une partie d'information sur ces changements et permet aussi de constituer un document de vérification.

### 2. Changement au niveau des caractéristiques de bobinage

Ces modifications sont portées pour une raison pratique, et sont notées sur la fiche de réparation ci-jointe. De part ces données, on a établi le schéma de bobinage dont une partie est présentée sur la Figure A31.

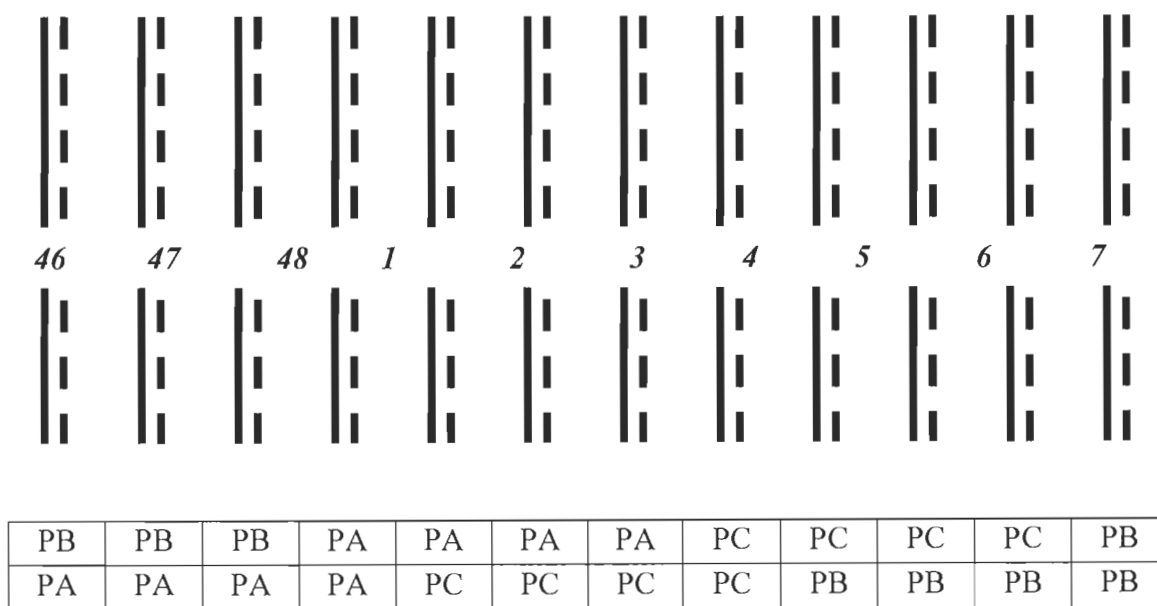


Figure A31 Schéma partiel de bobinage du moteur




Il a son importance lorsque l'on va repartir les bobines dans la partie de définition de la géométrie pour la simulation.

PA : phase A ; PB : phase B ; PC : phase C. Ce sont des demi-bobines.

### **3. Vérification par l'essai CSA C390-93**

À vide et pour différents niveaux de charge du moteur, des mesures des paramètres et grandeurs électriques ont été effectuées au LTEE. Les tableaux des pages suivantes résument les résultats des mesures.

*14/08/98*

	Approuvé par: _____		No. d'ouvrage: <b>A 307</b>	
	Revision: _____	Date: _____	P1	P2

Client: U.Q.T.R. No. d'usine: \_\_\_\_\_ Date: \_\_\_\_\_  
 Estimé ☐ Réparation autorisée ☐ numéro de commande: \_\_\_\_\_ Date requise: 4/10/98

### FICHE DE BOBINAGE MOTEUR C.A.

Fabricant: WEG C.V.: 50 T.P.M.: 1770 Ph.: 3 Cyc.: 60 Volts: 575  
 Bâti: 326T Type: \_\_\_\_\_ Style: \_\_\_\_\_ Forme: \_\_\_\_\_ S.F.: \_\_\_\_\_ Amp: 47.5  
 Série: \_\_\_\_\_ Modèle: \_\_\_\_\_ Temp.: \_\_\_\_\_ °C Régime: \_\_\_\_\_  
 Ouv.: \_\_\_\_\_ FRV: \_\_\_\_\_ FNV: \_\_\_\_\_ ABR: \_\_\_\_\_ à cage: \_\_\_\_\_ à anneaux: \_\_\_\_\_ Stator: \_\_\_\_\_ Rotor: \_\_\_\_\_  
 Desing: \_\_\_\_\_ Classe: \_\_\_\_\_ Code: \_\_\_\_\_ Roulement avant: \_\_\_\_\_ Roulement arrière: \_\_\_\_\_

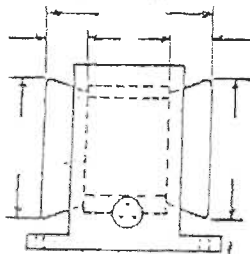
#### DONNÉES DE BOBINAGE

Rainures 48 Bobines 48 Groupes 12 Calibre (4) 16 1/2 (3) 16 Fils en parallèle 7  
 T/B 8 Pas 1 à 7 Conn 4 À gauche 00 À droite \_\_\_\_\_ Dia. Lam. 8 Long. Lam. 11 1/8

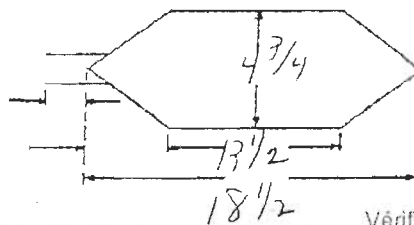
#### DONNÉE DE REBOBINAGE

C.V. \_\_\_\_\_ T.P.M. 13 Volts \_\_\_\_\_ Amps \_\_\_\_\_ Fils en parallèle 7  
 Classe 1 sol. \_\_\_\_\_ Type de fil \_\_\_\_\_ Calibre (4) - 16 1/2 (3 - 16)  
 T/B 8 Pas 1 à 10 No de groupes 12 de 4 Coils \_\_\_\_\_ No. de groupes \_\_\_\_\_ de \_\_\_\_\_ coils  
 Couches 2 Vernis no. \_\_\_\_\_ Groupement \_\_\_\_\_

Conn DEITA 6P 24V À gauche 00 À droite \_\_\_\_\_ Calibre de racc. 8" Type de racc. EPDM  
 Raccord à cosse \_\_\_\_\_ Raccord sans cosse \_\_\_\_\_ Cal. cosse \_\_\_\_\_ Type de cosse \_\_\_\_\_ Long. de racc. 9"  
 FIL ROND: \_\_\_\_\_ Isol. rainure \_\_\_\_\_ Bobine à isol. \_\_\_\_\_ Bobine à bobine \_\_\_\_\_  
 Données par: \_\_\_\_\_ Vérifié par: \_\_\_\_\_  
 Modifications approuvées par: \_\_\_\_\_ Date: \_\_\_\_\_



CORE TEST ☐



Ajustement par: [Signature] Vérifié par: \_\_\_\_\_

#### Vérifications.

Haut-voltage à la terre  
 Haut voltage entre phases  
 Cage d'écureuil  
 Réactance à \_\_\_\_\_ Volts  
 T.P.M.  
 Facteur de puissance  
 Temps d'essai  
 Courant à pleine tension  
 Générateur à surtension

#### Après bobinage

\_\_\_\_\_  
 \_\_\_\_\_  
 \_\_\_\_\_  
 \_\_\_\_\_  
 \_\_\_\_\_

#### Roulements

No \_\_\_\_\_  
 No \_\_\_\_\_  
 Charges \_\_\_\_\_  
 Commandes \_\_\_\_\_

#### Finales

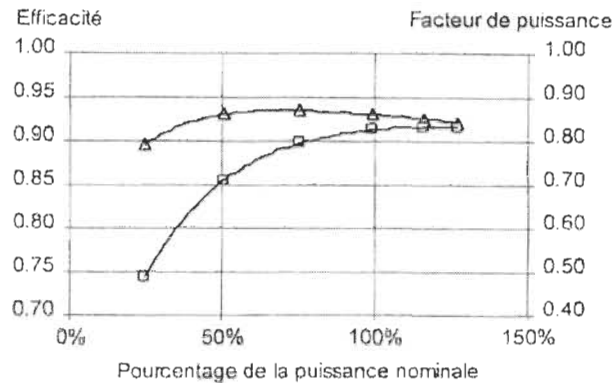
\_\_\_\_\_  
 \_\_\_\_\_  
 \_\_\_\_\_  
 \_\_\_\_\_  
 A \_\_\_\_\_ B \_\_\_\_\_ C \_\_\_\_\_

## Caractéristiques du moteur

Test effectué le: 5/8/98

Date d'émission: 9/18/98

Manufacturier	WEG PREMIUM FICIENCY
Modèle	11947
Numéro de série	N.79182R
Tension nominale	575
Puissance nominale	50
Courant nominal	47.5
Vitesse synchrone	1800
Fréquence	60
Vitesse nominale	1770
Rendement nominal	0.00%
Rendement garanti	93.8
Design NEMA	B
Boîtier	326T
Enveloppe CSA	TEFC
Classe d'isolation	F
Facteur de service	1.15
No réf. LTEE	5014-02



Efficacité Δ

Facteur de puissance □

Mesures initiales (5.1.1)*				Mesures - Réchauffement (5.1.2)			
Résistance stator	[ohms]	0.177		résistance stator	[ohms]	0.228	
T° enroul. stator	[°C]	21.7		T° enroul. stator	[°C]	94.1	
				T° ambiante	[°C]	21.9	
				Elévation T° stator	[°C]	73.5	
Mesures en charge (5.1.3)							
Puissance nominale	[%]	127.66	116.11	99.36	75.48	50.70	24.77
Couple mécanique	[N*m]	257.95	234.14	199.70	151.02	101.06	49.19
Puissance absorbée	[kW]	51.685	46.830	39.820	30.131	20.307	10.291
Courant de ligne	[A]	62.39	56.55	48.55	38.15	28.79	21.26
Vitesse angulaire	[RPM]	1762.7	1766.4	1772.1	1780.2	1786.9	1793.9
T° enroul. stator	[°C]	93.0	99.7	99.2	96.2	91.7	87.1
T° ambiante	[°C]	21.0	20.6	20.5	20.4	20.3	20.3
Tension composée	[V]	575.3	574.4	574.4	574.1	574.6	574.3
Facteur de puissance		0.83	0.83	0.82	0.79	0.71	0.49
Mesures à vide (5.1.5)							
Tension nominale	[%]	110.0	99.8	75.0	40.0	30.1	25.0
Tension composée	[V]	632.6	573.8	431.5	230.0	173.1	143.8
Courant de ligne	[A]	26.15	18.61	10.51	5.16	3.86	3.24
Puissance absorbée	[kW]	1.845	0.944	0.362	0.184	0.152	0.152
T° enroul. stator	[°C]	48.8	49.5	48.6	46.6	44.8	42.7
Calculs							
Pertes dans le fer	(5.1.7) [kW]	0.730					

Pertes vent./fric.	{5.1.7}	[kW]	0.126					
Correction du Load Cell		[N*m]	0.384					
% Puissance nominale corrigé		[%]	127.53	116.11	99.29	75.47	50.64	24.70
Pertes vagabondes	{5.1.9}	[kW]	0.880	0.725	0.527	0.302	0.135	0.032
Pertes statoriques	{5.1.10}	[kW]	1.343	1.103	0.813	0.502	0.286	0.156
Pertes rotoriques	{5.1.11}	[kW]	1.039	0.836	0.587	0.323	0.141	0.033
Puissance fournie	{5.1.12}	[kW]	47.568	43.311	37.037	28.149	18.889	9.215
Rendement	{5.1.13}	[%]	92.03	92.48	93.01	93.42	93.02	89.54

Rendement à pleine charge = 92.99%

Rendement à 75% charge = 93.42%

\* Réfère à l'article de la norme.

## LOAD CELL

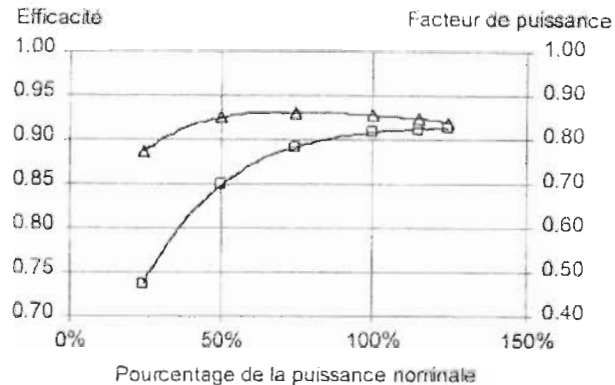
Nom du fichier: 50140211.xls

### Caractéristiques du moteur

Test effectué le: 9/17/98

Date d'émission: 9/18/98

Manufacturier	WEG PREMIUM FICIENCY	
Modèle	1194?	Efficacité
Numéro de série	N.79182R	1.00
Tension nominale	575	0.95
Puissance nominale	50	0.90
Courant nominal	47.5	0.85
Vitesse synchrone	1800	0.80
Fréquence	60	0.75
Vitesse nominale	1770	0.70
Rendement nominal	0.00%	0%
Rendement garanti	93.8	
Design NEMA	B	
Boîtier	326T	
Enveloppe CSA	TEFC	
Classe d'isolation	F	
Facteur de service	1.15	Efficacité
No réf. LTEE	5014-02	



### Efficacité $\Delta$

Facteur de puissance ☐

Mesures initiales	{5.1.1)*			Mesures - Réchauffement {5.1.2}					
Résistance stator	[ohms]	0.185		résistance stator	[ohms]	0.241			
T° enroul. stator	[°C]	23.6		T° enroul. stator	[°C]	102.3			
				T° ambiante	[°C]	24.2			
				Élévation T°stator	[°C]	76.5			
Mesures en charge	{5.1.3}								
Puissance nominale	[%]	125.48	115.59	100.73	75.17	50.76	24.97		
Couple mécanique	[N*m]	253.45	233.04	202.47	150.42	101.18	49.57		
Puissance absorbée	[kW]	50.693	46.470	40.270	29.893	20.229	10.270		
Courant de ligne	[A]	61.85	56.66	49.48	38.35	29.10	21.79		
Vitesse angulaire	[RPM]	1763.4	1766.6	1772.1	1779.9	1786.8	1794.1		
T° enroul. stator	[°C]	100.1	104.4	104.3	101.7	97.6	92.8		
T° ambiante	[°C]	24.4	24.4	24.2	24.2	24.0	23.6		
Tension composée	[V]	573.9	574.9	574.5	574.5	573.9	574.5		
Facteur de puissance		0.82	0.82	0.82	0.78	0.70	0.47		
Mesures à vide	{5.1.5}								
Tension nominale	[%]	109.9	99.8	74.8	40.0	30.0	25.0		
Tension composée	[V]	632.2	573.7	430.4	230.2	172.6	144.0		
Courant de ligne	[A]	26.81	19.16	10.60	5.21	3.89	3.27		
Puissance absorbée	[kW]	1.996	1.036	0.397	0.215	0.183	0.168		
T° enroul. stator	[°C]	58.6	58.5	56.7	54.4	51.7	49.1		
Calculs									
Pertes dans le fer	{5.1.7} [kW]	0.797							

Pertes vent./fric.	{5.1.7}	[kW]	0.138					
Correction du Load Cell		[N*m]	0.869					
% Puissance nominale corrigé		[%]	124.94	115.03	100.16	74.64	50.21	24.40
Pertes vagabondes	{5.1.9}	[kW]	0.765	0.647	0.488	0.270	0.122	0.029
Pertes statoriques	{5.1.10}	[kW]	1.386	1.163	0.887	0.533	0.307	0.172
Pertes rotoriques	{5.1.11}	[kW]	1.004	0.819	0.599	0.316	0.139	0.032
Puissance fournie	{5.1.12}	[kW]	46.603	42.906	37.360	27.839	18.727	9.102
Rendement	{5.1.13}	[%]	91.93	92.33	92.77	93.13	92.57	88.62

Rendement à pleine charge = 92.78%

Rendement à 75% charge = 93.13%

\* Réfère à l'article de la norme.

## LOAD CELL

Nom du fichier: 50140216.xls

## ANNEXE 4

### SOUS-PROGRAMME DE LA RÉPARTITION DE PERTES

```
SUBROUTINE USRPWD (UCOEF, PWD)
REAL UCOEF(1), PWD
C
C   UCOEF : table des coefficients donnees par l
utilisateur
C   PWD : densité de puissance W/m3
C   UCOEF(1) : nombre de coefficients définissant la
fonction
C   UCOEF(i) : valeur du i-eme coefficient allant de 2 a
n
C
C   X, Y : coordonnées du nœud en m
C
INCLUDE '/opt/logiciel/magsoft/flux2d730/include/INTP
OL'
REAL X,Y,R,U
X=SNGL(XYP(1))*1.E3
Y=SNGL(XYP(2))*1.E3
R=SQRT(X*X+Y*Y)

U=UCOEF(2)*R**3+UCOEF(3)*R**2+UCOEF(4)*R+UCOEF(5)
PWD=U*UCOEF(6)

RETURN
END
```

## SOUS-PROGRAMME POUR LE CALCUL DE LA CONDUCTIVITÉ THERMIQUE ÉQUIVALENTE D'ENCOCHE

### PROGRAM CONDUCTIVITE THERMIQUE

C Déclaration des variables

C

IMPLICIT NONE

C

REAL(8) NS

REAL R1,LAM1,LAM2,LAM3,LAM4,LAMT2,LAMT3,LAMT4

REAL E2,R2,E3,R3,R4,S,S1,S2,S3,S4,W3

REAL A1,A2,A3,A4,D2,D3,D4,B2,LT2,RA,LAMT55,LAMT56

REAL B3,LT3,B4,LT4,THK,LAMT5,LAML,GAMA

REAL, PARAMETER :: pi=3.1415927

C

C ENTREE DES DONNEES

PRINT\*, 'Donnez le nombre de spires dans l encoche: '

READ\*, NS

PRINT\*, 'Donnez le rayon du conducteur nu: '

READ\*, R1

PRINT\*, 'Donnez l epaisseur de l email: '

READ\*, E2

PRINT\*, 'Donnez l epaisseur de l isolant encoche :'

READ\*, E3

PRINT\*, 'Donnez la largeur de l isolant encocche: '

READ\*, W3

PRINT\*, 'Donnez la section d encoche: '

READ\*, S

PRINT\*, 'Donnez la conductivite thermique du cuivre:'

READ\*, LAM1

PRINT\*, 'Donnez la conductivite thermique de l email: '

READ\*, LAM2

PRINT\*, 'Donnez la conductivite thermique de l isolant:'

READ\*, LAM3

PRINT\*, 'Donnez la conductivite thermique de l air:'

READ\*, LAM4

PRINT\*, 'Donnez l angle d inclinaison:'



```

      READ*, GAMA
C
C CALCULS PRELIMINAIRES
      S1=NS*pi*R1**2
      S2=NS*pi*((R1+E2)**2-R1**2)
      S3=E3*W3
      S4=S-(S1+S2+S3)
      A1=S1/S
      A2=S2/S
      A3=S3/S
      A4=S4/S
      D2=A1/(A1+A2)
      D3=(A1+A2)/(A1+A2+A3)
      D4=(A1+A2+A3)/(A1+A2+A3+A4)
      R2=R1/SQRT(D2)
      R3=R2/SQRT(D3)
      R4=D3/SQRT(D4)
      RA=pi/180
C
C CALCUL FINAL
      B2=(LAM1-LAM2)/(LAM1+LAM2)
      LAMT2=LAM2*((1+B2*D2)/(1-B2*D2))
      B3=(LAMT2-LAM3)/(LAMT2+LAM3)
      LAMT3=LAMT2*((1+B3*D3)/(1-B3*D3))
      B4=(LAMT3-LAM4)/(LAMT3+LAM4)
      LAMT4=LAMT3*((1+B4*D4)/(1-B4*D4))
      LAML=LAM1*A1+LAM2*A2+LAM3*A3+LAM4*A4
      LAMT55=LAMT4*COS(GAMA*RA)*COS(GAMA*RA)
      LAMT56=LAML*SIN(GAMA*RA)*SIN(GAMA*RA)
      LAMT5=LAMT55+LAMT56
      THK=LAMT5
C
C RESULTATS DES CALCULS
      PRINT*, 'La conductivité longitudinale est de ', LAML
      PRINT*, ' La conductivité thermique transversale =', THK
      END

```

L'entête du sous-programme est :

```
SUBROUTINE USRKTH (UCOEF, THK, DTHK)
REAL UCOEF(1)
DOUBLE PRECISION THK(2,2), DTHK(2,2)
```

Les parameters de sortie :

THK : tenseur de conductivités thermiques  
DTHK : dérivée du tenseur